

# **Análise de falha em ferramentas de estampagem**

*Catarina Sofia Ribas Costa Pereira*

## **Dissertação de Mestrado**

Orientador na FEUP: Prof. Abel Dias dos Santos

Orientador na Ramada Aços: Eng. Paulo Duarte



**Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica**

Porto, Junho de 2017



*“Tenho em mim todos os sonhos do mundo.”*

*Fernando Pessoa*





# Análise de falha em ferramentas de estampagem

por

Catarina Sofia Ribas Costa Pereira

Dissertação submetida para satisfação dos requisitos do grau de Mestre em Engenharia Mecânica pela Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.

Esta dissertação teve orientação do Professor Doutor Abel Dias dos Santos e co-orientação do Engenheiro Paulo Duarte

## Resumo

Os processos de conformação plástica são um sector de liderança mundial, no qual se destaca a estampagem. Este é um processo com grande relevância na indústria automóvel. Em virtude dos requisitos exigidos à indústria automóvel, tais como, o aumento da eficiência do combustível, preocupação ambiental, segurança e conforto dos passageiros, há uma implementação de materiais cada vez mais resistentes e com estruturas mais leves. Nesse sentido, surge a utilização dos aços avançados de elevada resistência (AHSS) que criam desafios no processo de conformação plástica de chapas metálicas. Estes desafios estão relacionados as pressões de contacto mais elevadas entre a interface das ferramentas e chapa metálica com consequências no aumento do desgaste e falhas.

Uma das mais valias no desenvolvimento da capacidade de prever e reduzir o desgaste da ferramenta, é a possibilidade de permitir diminuir os tempos de manutenção e reduzir os custos de produção. O desgaste é uma resposta complexa do sistema, contudo existe uma correlação entre a pressão de contacto, distância de escorregamento e o desgaste, que tradicionalmente se pode basear em relações empíricas descritas na literatura.

Recorrendo ao programa de modelação numérica por elementos finitos ABAQUS<sup>TM</sup>, foi usada a simulação numérica para analisar um modelo 2D. Numa primeira abordagem, foi estabelecida a discretização da malha tendo como objetivo obter a melhor relação entre qualidade dos resultados e tempo de computação. Com a finalidade de prever a resposta ao desgaste do sistema matriz/chapa, a influência do raio da matriz, da espessura da chapa e dos diferentes materiais da chapa foi avaliada a distribuição da pressão de contacto ao longo do raio da matriz no processo de conformação plástica.

Selecionaram-se e analisaram-se diferentes materiais de chapa metálica como o aço martensítico (1200 M), aço de fase dupla (DP 600), aço de elevada resistência de baixo teor de liga (HSLA 420) e aço macio (DC 04). A pressão de contacto dos diferentes materiais mostrou estar relacionada com as propriedades mecânicas, em particular com a tensão limite de elasticidade. Analisaram-se ainda modelos numéricos com raio da matriz de 5 mm (CR5), 10 mm (CR10) e 15 mm (CR15) e com espessuras de chapa metálica de 2 mm (t2), 4 mm (t4) e 6 mm (t6). Os resultados observados mostraram que um menor raio da matriz e uma maior espessura da chapa metálica resultam em pressões de contacto mais elevadas.

Para compreender a distribuição do desgaste foi estudada a distância de escorregamento total ao longo do raio da matriz. Concluiu-se que a distância de escorregamento é maior no início do raio da matriz, uma vez que está associada a pressões de contacto para todos os deslocamentos de punção. Para além disso, à medida que a espessura da chapa aumenta, a distância de

escorregamento diminui. Alterando os materiais, não se verifica qualquer alteração significativa na distância de escorregamento. Para prever o desgaste da ferramenta é necessário ter em conta que pressões de contacto elevadas nem sempre estão associadas a desgastes elevados, uma vez que a distância de escorregamento também é uma importante variável a ter em consideração.

**Palavras-chaves:** conformação plástica, análise por elementos finitos, ferramentas de estampagem, desgaste, pressão de contacto, distância de escorregamento.

# Analysis of failure on stamping tools

by

Catarina Sofia Ribas Costa Pereira

Dissertation submitted in fulfillment of the requirement for the Master degree in Mechanical Engineering of the Faculty of Engineering of the University of Porto.

Dissertation supervised by Professor Doctor Abel Dias dos Santos and co-supervised by Engineer Paulo Duarte

## Abstract

Sheet metal forming processes are an important area of international leadership and economic weight in developed countries. This is a process with considerable relevance in the automobile industry. Due to severe regulations the automobile industry faces, increased fuel efficiency, environmental concern, safety and passengers comfort, which in turns needs the implementation of higher strength materials and lighter structures. However these advanced high strength steels (AHSS) has created several challenges in the sheet metal forming processes. These challenges are related with increased contact pressure between the tools interface and sheet metal with consequences in increased wear and failures.

Predicting and reducing the wear on tools is a strong added value, thus allowing a decrease on costs and time on maintenance and production problems. Wear is a complex response of the system, but there is a correlation between contact pressure, sliding distance and wear, which traditionally can be based on empiric relationships found in literature.

Using numeric modeling by finite elements code ABAQUS<sup>TM</sup>, the analysis of 2D benchmark model was performed. At first approach, some sensitivity analysis was done and the discretization of the mesh was defined as the best relation between quality of results and time of computation. With the purpose of predict the wear response of the die/blank system, the influence of die radius, blank thickness and various blank materials, an analysis was evaluated in the distribution of the contact pressure along die radius in the sheet metal forming processes.

Different sheet materials were selected, such as martensitic steel (1200 M), dual phase steel (DP 600), high strength low alloyed steel (HSLA 420) and micro-alloyed steel (DC 04). The contact pressure of the different materials showed to be related with the mechanical properties, in particular with the yield strength. Furthermore, numeric models were analyzed with die radius of 5 mm (CR5), 10 mm (CR10) and 15 mm (CR15) and with a blank thickness of 2 mm (t2), 4 mm (t4) and 6 mm (t6). The observed results showed that a lower die radius and higher blank thicknesses will result in higher contact pressures.

In order to understand the wear distribution, it was studied the total sliding distance along the die radius. The sliding distance is related with the contact between the blank and the die along the punch travel. Therefore, it was seen that the sliding distance was higher in the points of the die that are longer time in contact with the blank. When, predicting the tool wear it is necessary to take into account that higher contact pressures are not always associated to higher wear, since the sliding distance is also an important variable to be considered.

**Keywords:** sheet metal forming, finite element analysis, stamping tools, wear, contact pressure, sliding distance

## Agradecimentos

Um profundo agradecimento ao Professor Abel Dias dos Santos, pela compreensão, paciência e orientação na presente dissertação. Pela oportunidade de partilhar conhecimentos e pela inteira disponibilidade.

Gostaria de agradecer ao Engenheiro Paulo Duarte pela apoio e orientação ao longo do trabalho.

À minha família, Mãe, Pai, Irmã e Avós pelo apoio incondicional e por acreditarem sempre em mim e nos meus sonhos. Um imensa gratidão à minha irmã por toda a ajuda e paciência. Sem ela nada seria possível. Um especial agradecimento ao Rui, por todas as palavras de encorajamento e pelo apoio único.

A todos os meus amigos e colegas pelos cinco anos de entreaajuda e solidariedade.

Ainda se agradece o financiamento do SciTech - Science and Technology for Competitive and Sustainable Industries, projeto de I&D NORTE-01-0145-FEDER-000022 cofinanciado pelo Programa Operacional Regional do Norte ("NORTE2020"), através do Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER) e ao Programa Operacional Factores de Competitividade - COMPETE e por Fundos Nacionais através da FCT - Fundação para a Ciência e a Tecnologia no âmbito do projeto PTDC/EMS-TEC/6400/2014, assim como a bolsa de doutoramento SFRH/BD/119362/2016.

Por fim, um imenso obrigado à Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, pela excelente capacidade de ensino e preparação.

À engenharia. À tecnologia.



UNIÃO EUROPEIA  
Fundo Europeu  
de Desenvolvimento Regional





# Índice de Conteúdos

1	Introdução .....	1
1.1	Enquadramento do projeto e motivação .....	1
1.2	Empresa Ramada Aços S.A. ....	2
1.3	Objetivos do projeto .....	2
1.4	Estrutura da dissertação .....	3
2	Revisão bibliográfica .....	5
2.1	Materiais em chapa metálica na indústria automóvel .....	5
2.1.1	Aços Macios .....	7
2.1.2	Aços de elevada resistência de baixo teor de liga – HSLA .....	8
2.1.3	Aços de fase dupla – DP .....	8
2.1.4	Aços Martensíticos .....	9
2.2	Aços de ferramenta .....	10
2.3	Tratamentos térmicos .....	13
2.3.1	Têmpera .....	14
2.3.2	Revenido .....	16
2.3.3	Nitruração .....	18
2.3.4	PVD .....	18
2.4	Mecanismos de falha da ferramenta .....	20
2.4.1	Desgaste .....	21
2.4.2	Lascamento ( <i>Chipping</i> ) .....	23
2.4.3	Deformação plástica .....	23
2.4.4	Fatura .....	23
2.4.5	Escoriação ( <i>Galling</i> ) .....	23
2.5	Princípio de seleção .....	24
2.6	Estampagem .....	26
2.7	Ferramentas .....	29
2.7.1	Ferramentas combinadas .....	29
2.7.2	Ferramentas progressivas .....	29
2.7.3	Ferramentas “Transfer” .....	30
2.8	Atrito .....	30
2.9	Análise do desgaste .....	31
3	Materiais selecionados e comportamento mecânico .....	33
3.1	Leis Constitutivas .....	33
3.1.1	Lei de Swift .....	34
3.1.2	Lei de Voce .....	34
3.2	Propriedades mecânicas e curvas características dos materiais .....	34
4	Modelação numérica do processo de conformação plástica .....	37
4.1	Modelo de elementos finitos .....	37
4.2	Modelo numérico 2D .....	38
4.2.1	Discretização do modelo .....	40
4.2.2	Análise da pressão de contacto em função do raio da matriz .....	46
4.2.2.1	Análise das zonas de resposta da pressão de contacto .....	52
4.2.3	Análise da pressão de contacto em função da espessura da chapa .....	56
4.2.3.1	Análise das zonas de resposta da pressão de contacto .....	61
4.2.4	Análise da pressão de contacto para diferentes materiais .....	64
4.2.4.1	Análise das zonas de resposta da pressão de contacto .....	68
4.3	Distância de escorregamento .....	71

5 Conclusões e perspectivas de trabalho futuro .....	83
6 Referências .....	87
ANEXOS.....	91
ANEXO A: Valores da equação de Swift DC 04.....	93
ANEXO B: Valores da equação de Swift DP 600 .....	95
ANEXO C: Valores da equação de Swift 1200 M.....	97
ANEXO D: Valores da equação de Voce HSLA 420 .....	99
ANEXO E: Variável Pressão de Contacto e Distância de Escorregamento – Abaqus .....	101
ANEXO F: Estimativa do desgaste.....	103



## Abreviaturas e siglas

a – Comprimento do punção  
A – Extensão após rotura  
A, B, C – Parâmetros de encruamento da lei de Voce  
AHSS – Advanced High Strength Steel  
 $A_{r_i}$  – Área real de contacto  
BH – Bake Hardening  
c – Folga entre a ferramenta e a chapa metálica  
CP – Complex Phase  
CPRESS – pressão de contacto entre o chapa e o raio da matriz  
CVD – Chemical Vapor Deposition  
DP – Dual Phase  
E – Módulo de Elasticidade  
ESR – Electroslag remelting  
F – Força tangencial  
 $h_0$  – Espessura nominal da chapa  
 $h_{max}$  – Espessura máxima da chapa metálica  
HSLA – High Strength Low Alloy  
HSS- High Strength Steel  
IF- Interstitial Free  
J – Folga radial  
K - coeficiente de desgaste  
k – Parâmetro do material para determinação da folga radial  
k, n,  $\epsilon_0$  – Parâmetros de encruamento da lei de Swift  
L – Carga normal  
l – Comprimento da chapa metálica  
L – número de lubrificação  
MS – Martensite Steel  
P – Força normal  
p – Pressão média nominal de contacto  
 $p_r$  – Pressão real de corte  
PVD – Physical Vapor Deposition  
Ra – Rugosidade combinada entre as duas superfícies  
Re – Tensão de cedência  
 $r_m$  – Raio da matriz

$R_m$  – Tensão de rotura à tração  
 $r_p$  – Raio do punção  
 $S$  – Distância de escorregamento  
SULC – Super Ultra Low Carbon  
 $t$  – Espessura da chapa metálica  
TRIP – Transformation Induced Plasticity  
TWIP – Twinning – Induced Plasticity  
 $v_r$  – Velocidade relativa entre as superfícies  
 $W$  – Taxa de desgaste  
 $\varepsilon$  – Extensão real plástica  
 $\eta$  – Viscosidade do lubrificante à temperatura ambiente  
 $\mu$  – Coeficiente de atrito  
 $\nu$  – Coeficiente de Poisson  
 $\rho$  – Massa específica  
 $\sigma$  – Tensão real  
 $\tau_r$  – Tensão de corte real

## Índice de Figuras

Figura 1.1 - Instalações da sede Ramada Aços em Ovar.....	2
Figura 2.1 – Evolução dos aços na indústria automóvel (Wagener 1997). ....	6
Figura 2.2 – Gráfico extensão após rotura-tensão limite de elasticidade para as diferentes gamas de aços (Kuziak et al. 2008). ....	7
Figura 2.3 – Processo de pulverometalurgia (a) e comparação da microestrutura de uma aço convencional (Sverker 21) com um aço produzido por pulverotecnologia (Vanadis 4) (b). (Uddeholm 2013).....	12
Figura 2.4 – Gráfico dureza-temperatura de austenitização do aço D2 (Uddeholm 2016a). ...	16
Figura 2.5 – Forno têmpera em vácuo (Aços 2017a). ....	16
Figura 2.6 – Diagrama do revenido do aço D2 (Uddeholm 2016a). ....	17
Figura 2.7 – Gráfico de variação dimensional durante o revenido do aço D2 (Uddeholm 2016a). ....	17
Figura 2.8 – Processo de pulverização catódica (Kalpakjian et al. 2013). ....	19
Figura 2.9 – Tempo médio de vida de ferramentas M2: sem tratamento (standart), nitruada, com revestimento PVD e com duplex (Rousseau et al. 2015). ....	20
Figura 2.10 – Principais mecanismos de falha da ferramenta: (a) desgaste; (b) lascamento (chipping); (c) deformação plástica; (d) fratura; (e) escoriação (galling) (Uddeholm 2016f). ....	21
Figura 2.11 – Representação esquemática do desgaste abrasivo (Uddeholm 2016f).....	22
Figura 2.12 – Representação esquemática do desgaste adesivo (Uddeholm 2016f). ....	22
Figura 2.13 - Representação esquemática do mecanismo escoriação. ....	24
Figura 2.14 – Comparação relativa da resistência aos mecanismos de falha dos diferentes materiais de ferramenta (Uddeholm 2016b). ....	25
Figura 2.15 – Seleção do aço de ferramenta para diferentes volumes de produção e mecanismo de desgaste (Uddeholm 2016f). ....	26
Figura 2.16 – Fases do processo de estampagem (Santos et al. 2005). ....	27
Figura 2.17 – Representação da região da aba onde atuam tensões tangenciais de compressão, que provocam o enrugamento da chapa a estampar (Martins et al. 2005). ....	28
Figura 2.18 – Representação das tensões aplicadas na região de dobragem na matriz e no punção (Bresciani Filho 1997). ....	28
Figura 2.19 – Curva de Stribeck (Martins et al. 2005). ....	31
Figura 3.1 – Caracterização dos diferentes materiais pela lei de Swift e lei de Voce. ....	36
Figura 4.1 – Geometria da ferramenta no processo de deep-drawing (Pereira et al. 2013). ....	37
Figura 4.2 - Modelo da malha de elementos finitos utilizado na simulação numérica. (a) número de elementos da malha das ferramentas; (b) detalhe do refinamento da malha no raio da matriz. ....	39
Figura 4.3 – Refinamento da chapa metálica dos modelos numéricos. (a) número de elementos da malha; (b) representação da malha utilizada.....	39

Figura 4.4 – Etapas do processo de deep-drawing para diferentes deslocamentos do punção. (a) 0 mm; (b) 2,5 mm; (c) 5 mm; (d) 7,5 mm; (e) 10 mm; (f) 25 mm; (g) 50 mm; (h) representação do eixo de referência para o ângulo no raio da matriz.....	41
Figura 4.5 – Evolução da pressão de contacto dos modelos E1, E0,5, E0,25 e E0,15 ao longo do raio da matriz para diferentes deslocamentos do punção: (a) 2,5 mm; (b) 5 mm; (c) 7,5 mm; (d) 10 mm; (e) 25 mm; (f) 50 mm. ....	42
Figura 4.6 - Influência do refinamento da malha da chapa metálica no contacto entre chapa metálica e matriz: (a) tamanho da malha da chapa metálica de 1 (modelo E1); (b) tamanho da malha da chapa metálica de 0,15 (modelo E0,15). ....	43
Figura 4.7 – Análise do deslocamento do punção 2,5 mm. (a) evolução da pressão de contacto ao longo do raio da matriz; (b) detalhe do contacto entre chapa metálica e matriz na simulação numérica. ....	43
Figura 4.8 - Análise do deslocamento do punção 5 mm. (a) evolução da pressão de contacto ao longo do raio da matriz; (b) detalhe do contacto entre chapa metálica e matriz na simulação numérica. ....	44
Figura 4.9 - Análise do deslocamento do punção 7,5 mm. (a) evolução da pressão de contacto ao longo do raio da matriz; (b) detalhe do contacto entre chapa metálica e matriz na simulação numérica. ....	45
Figura 4.10 - Análise do deslocamento do punção 10 mm. (a) evolução da pressão de contacto ao longo do raio da matriz; (b) detalhe do contacto entre chapa metálica e matriz na simulação numérica. ....	45
Figura 4.11 - Análise do deslocamento do punção 25 mm. (a) evolução da pressão de contacto ao longo do raio da matriz; (b) detalhe do contacto entre chapa metálica e matriz na simulação numérica. ....	46
Figura 4.12 – Análise do deslocamento do punção 50 mm. (a) evolução da pressão de contacto ao longo do raio da matriz; (b) detalhe do contacto entre chapa metálica e matriz na simulação numérica. ....	46
Figura 4.13 – Representação das fases estacionária e transiente (Pereira et al. 2008). Nota: Na literatura é utilizado um referencial do ângulo do raio da matriz diferente do utilizado ao longo da dissertação. 0° deste gráfico corresponde ao -90° e o 90° ao 0°.....	47
Figura 4.14 – Representação dos raios da matriz 5 mm (modelo CR5), 10 mm (modelo CR10) e 15 mm (modelo CR15). ....	47
Figura 4.15 - Evolução da pressão de contacto ao longo do raio da matriz nos modelos CR5 ( $R_{matriz} = 5$ mm), CR10 ( $R_{matriz} = 10$ mm) e CR15 ( $R_{matriz} = 15$ mm) para diferentes deslocamento do punção. (a) 2,5 mm; (b) 5 mm. ....	48
Figura 4.16 – Detalhe do contacto entre a chapa metálica e a matriz para um deslocamento de 5 mm. (a) raio da matriz 5 mm (modelo CR5); (b) raio da matriz 10 mm (modelo CR10); (c) raio da matriz 15 mm (modelo CR15). ....	49
Figura 4.17 - Evolução da pressão de contacto ao longo do raio da matriz nos modelos CR5 ( $R_{matriz} = 5$ mm), CR10 ( $R_{matriz} = 10$ mm) e CR15 ( $R_{matriz} = 15$ mm) para diferentes deslocamento do punção. (a) 7,5 mm; (b) 10 mm. ....	50
Figura 4.18 - Evolução da pressão de contacto ao longo do raio da matriz nos modelos CR5 ( $R_{matriz} = 5$ mm), CR10 ( $R_{matriz} = 10$ mm) e CR15 ( $R_{matriz} = 15$ mm) para diferentes deslocamento do punção. (a) 25 mm; (b) 50 mm. ....	51

Figura 4.19 – Influência do raio da matriz no contacto entre a chapa metálica e a matriz: (a) raio da matriz 5 mm (modelo CR5); (b) raio da matriz 10 mm (modelo CR10); (c) raio da matriz 15 mm (modelo CR15). .....	52
Figura 4.20 – Representação das diferentes zonas ao longo do processo de deep-drawing. (a) evolução da pressão de contacto ao longo do raio da matriz para todos os deslocamentos do punção (Wang et al. 2011); (b) detalhe do contacto para deslocamento do punção 7,5 mm e 25 mm. ....	53
Figura 4.21 – Evolução, com deslocamento do punção, da pressão de contacto (CPRESS) do modelo CR5 ( $R_{matriz} = 5$ mm) ao longo do raio da matriz. ....	54
Figura 4.22 – Evolução, com deslocamento do punção, da pressão de contacto (CPRESS) do modelo CR10 ( $R_{matriz} = 10$ mm) ao longo do raio da matriz. ....	55
Figura 4.23 – Evolução, com deslocamento do punção, da pressão de contacto (CPRESS) do modelo CR15 ( $R_{matriz} = 15$ mm) ao longo do raio da matriz. ....	55
Figura 4.24 – Modelo numérico de espessura de chapa metálica: (a) espessura de chapa 2 mm (modelo t2); (b) espessura de chapa 4 mm (modelo t4); (c) espessura de chapa 6 mm (modelo t6). ....	57
Figura 4.25 - Evolução da pressão de contacto dos modelos de espessura de chapa : 2 mm - t2, 4 mm - t4 e 6 mm - t6 ao longo do raio da matriz para diferentes deslocamento do punção. (a) 2,5 mm; (b) 5 mm. ....	58
Figura 4.26 - Detalhe do contacto entre a chapa metálica e a matriz para um deslocamento de 5 mm. (a) espessura de chapa 2 mm - modelo t2; (b) espessura de chapa 4 mm - modelo t4; (c) espessura de chapa 6 mm - modelo t6. ....	58
Figura 4.27 - Evolução da pressão de contacto dos modelos de espessura de chapa metálica: 2 mm - modelo t2, 4 mm – modelo t4 e 6 mm – modelo t6 ao longo do raio da matriz para diferentes deslocamentos do punção. (a) 7,5 mm; (b) 10 mm. ....	59
Figura 4.28 - Detalhe do contacto entre a chapa metálica e a matriz para um deslocamento de 7,5 mm. (a) espessura da chapa 2 mm – modelo t2; (b) espessura da chapa 4 mm – modelo t4; (c) espessura da chapa 6 mm - modelo t6. ....	60
Figura 4.29 - Evolução da pressão de contacto dos modelos com espessura do chapa: 2 mm (modelo t2), 4 mm (modelo t4) e 6 mm (modelo t6) ao longo do raio da matriz para diferentes deslocamento do punção. (a) 25 mm; (b) 50 mm. ....	61
Figura 4.30 - Evolução, com deslocamento do punção, da pressão de contacto (CPRESS) do modelo com espessura de chapa 2 mm (modelo t2) ao longo do raio da matriz. ....	61
Figura 4.31 - Evolução, com deslocamento do punção, da pressão de contacto (CPRESS) do modelo com espessura de chapa 4 mm (modelo t4) ao longo do raio da matriz. ....	62
Figura 4.32 – Evolução, com deslocamento do punção, da pressão de contacto (CPRESS) do modelo com espessura de chapa 6 mm (modelo t6) ao longo do raio da matriz. ....	63
Figura 4.33 - Evolução da pressão de contacto nos diferentes materiais para um deslocamento de punção de 2,5 mm, em função do ângulo do raio da matriz. (a) pressão de contacto ao longo do raio da matriz; (b) valores dos picos de pressão, localização e zona de pressão nula. ....	65
Figura 4.34 - Evolução da pressão de contacto nos diferentes materiais para um deslocamento de punção de 5 mm, em função do ângulo do raio da matriz. (a) pressão de contacto ao longo do raio da matriz; (b) valores dos picos de pressão, localização e zona de pressão nula. ....	65

Figura 4.35 - Evolução da pressão de contacto nos diferentes materiais para um deslocamento de punção de 7,5 mm, em função do ângulo do raio da matriz. (a) pressão de contacto ao longo do raio da matriz; (b) valores dos picos de pressão, localização e zona de pressão nula. ....	66
Figura 4.36 - Evolução da pressão de contacto nos diferentes materiais para um deslocamento de punção de 10 mm, em função do ângulo do raio da matriz. (a) pressão de contacto ao longo do raio da matriz; (b) valores dos picos de pressão, localização e zona de pressão nula. ....	66
Figura 4.37 - Evolução da pressão de contacto nos diferentes materiais para um deslocamento de punção de 25 mm, em função do ângulo do raio da matriz. (a) pressão de contacto ao longo do raio da matriz; (b) valores dos picos de pressão, localização e zona de pressão nula. ....	67
Figura 4.38 - Evolução da pressão de contacto nos diferentes materiais para um deslocamento de punção de 50 mm em função do ângulo do raio da matriz. (a) pressão de contacto ao longo do raio da matriz; (b) valores dos picos de pressão, localização e zona de pressão nula. ....	68
Figura 4.39 - – Evolução, com o deslocamento do punção, da pressão de contacto (CPRESS) do material 1200 M ao longo do raio da matriz. ....	68
Figura 4.40 - – Evolução, com o deslocamento do punção, da pressão de contacto (CPRESS) do material DP 600 ao longo do raio da matriz. ....	69
Figura 4.41 - – Evolução, com o deslocamento do punção, da pressão de contacto (CPRESS) do material HSLA 420 ao longo do raio da matriz. ....	70
Figura 4.42 – Evolução, com o deslocamento do punção, da pressão de contacto (CPRESS) do material DC 04 ao longo do raio da matriz. ....	70
Figura 4.43 – Distância de escorregamento e pressão de contacto ao longo do raio da matriz (ângulo). (a1 e a2) $R_{matriz} = 5$ mm – modelo CR5; (b1 e b2) $R_{matriz} = 10$ mm - modelo CR10; (c1 e c2) $R_{matriz} = 15$ mm - modelo CR15. ....	73
Figura 4.44 – Pressão de contacto ao longo do deslocamento do punção do modelo raio da matriz 5 mm (CR5). (a) ângulo do raio da matriz $-85,5^\circ$ ; (b) ângulo do raio da matriz $-63^\circ$ ; (c) ângulo do raio da matriz $-22,5^\circ$ . ....	74
Figura 4.45 - Pressão de contacto ao longo do deslocamento do punção do modelo raio da matriz 10 mm (CR10). (a) ângulo do raio da matriz $-85,5^\circ$ ; (b) ângulo do raio da matriz $-63^\circ$ ; (c) ângulo do raio da matriz $-31,5^\circ$ . ....	75
Figura 4.46 - Pressão de contacto ao longo do deslocamento do punção do modelo raio da matriz 15 mm (CR15). (a) ângulo do raio da matriz $-85,5^\circ$ ; (b) ângulo do raio da matriz $-63^\circ$ ; (c) ângulo do raio da matriz $-27^\circ$ . ....	76
Figura 4.47 - Distância de escorregamento e pressão de contacto em função do raio da matriz (ângulo). (a1 e a2) espessura da chapa 2 mm (modelo t2); (b1 e b2) espessura da chapa 4 mm (modelo t4); (c1 e c2) espessura da chapa 6 mm (modelo t6). ....	77
Figura 4.48 - Pressão de contacto ao longo do deslocamento do punção para os modelos com espessura de chapa: 2 mm (modelo t2), 4 mm (modelo t4) e 6 mm ( modelo t6). (a, c, e) ângulo do raio da matriz $-85,5^\circ$ ; (b, d, f) ângulo do raio da matriz $-22,5^\circ$ . ....	78
Figura 4.49 - Distância de escorregamento e pressão de contacto ao longo do raio da matriz (ângulo). (a1, a2) material 1200 M; (b1, b2) material DP 600; (c1, c2) material HSLA 420; (d1, d2) material DC 04. ....	80
Figura 4.50 - Pressão de contacto ao longo do deslocamento do punção para os materiais 1200 M, DP 600, HSLA420 e DC 04. (a, d, g, j) ângulo do raio da matriz $-85,5^\circ$ ; (b, e, h, k) ângulo do raio da matriz $-63^\circ$ ; (c, f, i, l) ângulo do raio da matriz $-13,5^\circ$ . ....	82

## Índice de Tabelas

Tabela 2.1 – Composição química do aço macio DC 04 (SSAB 2017). ....	8
Tabela 2.2 - Composição química típica dos aços HSLA (SSAB 2017). ....	8
Tabela 2.3 – Composição química dos aços de fase dupla (DP) (SSAB 2017). ....	9
Tabela 2.4 – Composição química dos aços martensíticos (SSAB 2017). ....	10
Tabela 2.5 – Composição química dos aços de ferramenta de trabalho a frio e aços rápidos (Ramada 2017b). ....	13
Tabela 2.6 – Temperatura de têmpera dos aços de trabalho a frio e aços rápidos (Ramada 2017b). ....	15
Tabela 2.7 – Propriedades dos revestimentos PVD (Martins et al. 2005). ....	20
Tabela 3.1 – Propriedades mecânicas dos materiais de chapa metálica (SSAB 2017). ....	35
Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas dos materiais de ferramenta (Ramada 2017b). ....	35
Tabela 3.3 – Parâmetros da lei de Swift e lei de Voce. ....	36
Tabela 4.1 – Dimensões da ferramenta (Pereira et al. 2013). ....	38
Tabela 4.2 – Características dos modelos. (a) variável raio da matriz; (b) variável espessura da chapa metálica. ....	38
Tabela 4.3 – Tempo total de CPU para os diferentes modelos de malha. ....	40
Tabela 4.4 - Diferentes fases de resposta da pressão de contacto para diferentes raios da matriz. ....	56
Tabela 4.5 - Diferentes fases de resposta da pressão de contacto para diferentes raios da matriz. ....	63
Tabela 4.6 – Diferentes fases de resposta da pressão de contacto nos diferentes modelos. ....	71





# 1 Introdução

## 1.1 Enquadramento do projeto e motivação

Os processos de conformação plástica são um sector de liderança mundial, uma vez que permitem a obtenção de peças com elevada cadência de produção, peças complexas com forma final ou quase final do produto e aproveitamento praticamente total da matéria prima. Esta tecnologia está presente em variados campos do quotidiano tais como indústria automóvel, indústria de eletrodomésticos, indústria elétrica, indústria aeronáutica e naval entre outras (Santos *et al.* 2005).

Das diferentes tecnologias de conformação plástica destaca-se a estampagem, com particular importância na indústria automóvel. A forte vertente exploradora e competição na indústria automóvel, permite uma intensa atividade de investigação e desenvolvimento nesta tecnologia.

Os requisitos exigidos à indústria automóvel tais como o aumento da eficiência do combustível, a preocupação ambiental, a segurança e conforto dos passageiros fazem com que se implemente materiais mais resistentes e estruturas mais leves.

Uma dessas alternativas é o uso dos materiais AHSS (Advanced High Strength Steel), com elevada resistência e resistência ao choque (Cora *et al.* 2009). Contudo a implementação destes materiais tem como principal desvantagem o aumento do desgaste ao nível das ferramentas quando comparado com os aços convencionais.

Os problemas de desgaste apresentam elevadas repercussões na indústria, uma vez que aumentam os períodos de interrupção da produção para substituição e manutenção da ferramenta, fraca qualidade na superfície final e na precisão dimensional (Pereira *et al.* 2008). Torna-se assim importante analisar o desgaste das ferramentas e as suas principais relações.

Para auxiliar a análise e reduzir o tempo de desenvolvimento de novas séries de produtos, bem como a introdução de novos materiais, recorre-se a ferramentas de simulação. O uso dos métodos numéricos permite uma melhor compreensão da influência dos diferentes parâmetros nos processos de conformação plástica (Santos *et al.* 2005).

Outra das motivações será validar os resultados obtidos num caso de prático de uma ferramenta industrial.

## 1.2 Empresa Ramada Aços S.A.

A empresa Ramada Aços foi criada em 1935 por Francisco F. Ramada, cuja área de negócio centrava-se na fita de serra para madeira.

Desde o ano de 1958 a empresa encontra-se em filiais no Porto, Lisboa, Águeda e Marinha Grande. No ano de 1962 a empresa cria a sua sede em Ovar onde inicialmente funcionavam as atividades de laminagem e estiramento de aço a frio. Ao longo dos 80 anos de serviço a empresa desenvolveu inúmeras áreas de serviço desde tratamentos térmicos em 1950, tecnologia de vácuo em 1989, oxicorte e comercialização de aços inoxidáveis desde 2010, comercialização de latão desde 2012 e mais recentemente a unidade de aços antidesgaste e alto limite elástico em 2013 e serviço de maquinaria em 2014.

O projeto da dissertação decorreu inserida na sede de Ovar. Esta abrange uma área de 110.000 m<sup>2</sup> e dispõe de 250 colaboradores (**Figura 1.1**). A produção da empresa está dividida em três áreas: aços, tratamentos térmicos e maquinaria.



**Figura 1.1** - Instalações da sede Ramada Aços em Ovar.

A empresa desde 1997 possui certificado de norma de qualidade ISO 9002:2005 e em 2002 a norma internacional no âmbito da qualidade ISSO 9001:2000.

Atualmente a empresa Ramada Aços transforma e comercializa cerca de 60.000 toneladas de aço por ano com a colaboração de 420 trabalhadores (Aços 2017a).

## 1.3 Objetivos do projeto

Atualmente a simulação numérica desempenha um papel fundamental e imprescindível na previsão dos resultados, permitindo detetar e anteceder possíveis erros, bem como otimizar o processo de fabrico.

Esta dissertação tem por base a simulação numérica na análise do processo de estampagem, aplicando o Método dos Elementos Finitos (MEF) na sua modelação. A obtenção dos resultados é realizada através do programa de análise de elementos finitos, o software ABAQUS<sup>TM</sup>.

Os principais objetivos são:

- (i) Descrição das características dos diferentes materiais de ferramenta em relação aos mecanismos de falha de ferramenta;
- (ii) Caracterização mecânica dos materiais de chapa metálica, modelos constitutivos e obtenção dos parâmetros;
- (iii) Estudo do modelo numérico 2D do processo de estampagem, com destaque na caracterização e previsão da pressão de contacto entre o raio da matriz e a chapa metálica;
- (iv) Análises da influência do raio da matriz, espessura da chapa metálica, e diferentes materiais de chapa metálica na simulação do processo de estampagem;
- (v) Determinação da distância de escorregamento dos diferentes modelos, com a finalidade de investigar o desgaste da ferramenta;
- (vi) Inferir qual dos materiais apresenta propriedades mais interessantes relativamente ao desgaste, no âmbito do processo de estampagem.

### 1.4 Estrutura da dissertação

A presente dissertação está dividida em cinco capítulos e contém anexos.

O presente capítulo (capítulo 1) abrange uma breve introdução ao tema da dissertação e à empresa onde esta se realizou.

No capítulo 2 aborda-se os diferentes materiais de chapa metálica utilizados na indústria automóvel, bem como os materiais de ferramenta. São ainda apresentados os tratamentos térmicos a que as ferramentas são submetidas e os principais mecanismos de falha. Ainda neste capítulo aborda-se o processo de estampagem e os seus principais fundamentos, bem como introdução à análise do desgaste.

No capítulo 3 é introduzido o problema de desgaste e apresentação da caracterização mecânica dos materiais de chapa metálica em estudo, fazendo uso das leis constitutivas.

No capítulo 4 é introduzido o modelo numérico do processo de estampagem, sendo apresentados os resultados numéricos para os diferentes materiais mencionados no capítulo 3, bem como a influência do raio da matriz e a espessura da chapa metálica no processo. Apresenta-se ainda a distância de escorregamento para os diferentes casos analisados com o objetivo final de determinar o desgaste no material da ferramenta.

No capítulo 5 são expostas as principais conclusões da presente dissertação e algumas perspetivas para trabalhos futuros.

Como complemento, são fornecidas algumas informações suplementares sobre os materiais e os comandos usados no software Abaqus<sup>TM</sup> na secção dos anexos.



## 2 Revisão bibliográfica

### 2.1 Materiais em chapa metálica na indústria automóvel

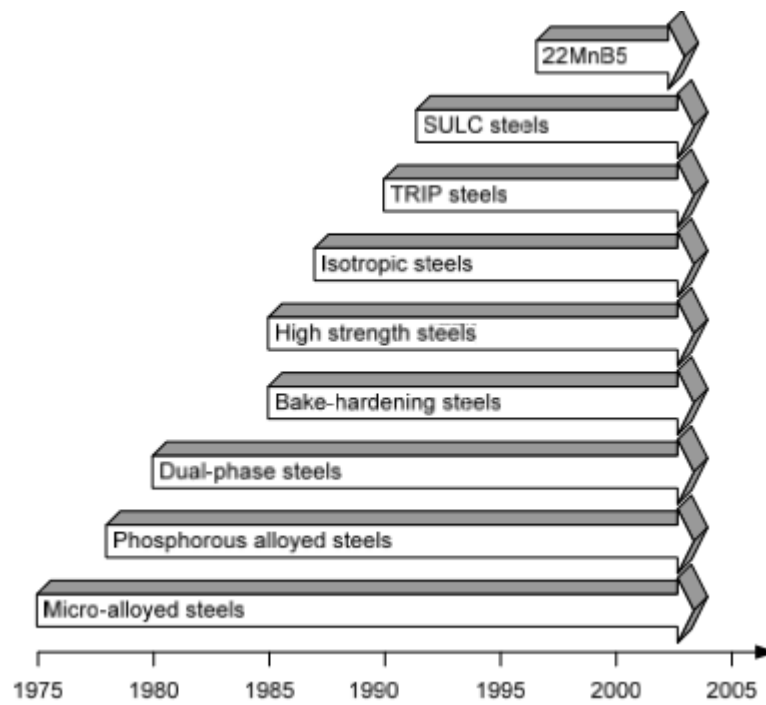
A indústria automóvel é um sector de liderança em vários países e um dos principais utilizadores da tecnologia de conformação plástica. Atualmente, a indústria automóvel em Portugal constitui um importante contributo no PIB. O setor e os componentes para automóveis são um pilar fundamental da economia portuguesa com uma forte vertente exportadora. A competição na produção de automóveis é extremamente forte permitindo uma intensa atividade de desenvolvimento neste processo com o objetivo de aumentar a produtividade e diminuir os custos (Geiger 2002).

Antigamente a indústria automóvel focava a sua atenção na estrutura, estabilidade dimensional e durabilidade do automóvel. O aço era o principal material utilizado na estrutura do automóvel tendo em conta a sua versatilidade e baixo custo. Para além disso, apresenta boa conformabilidade permitindo efetuar estampagem à temperatura ambiental. Os aços iniciais apresentavam uma microestrutura predominantemente ferrítica, resultando em baixa resistência e elevada ductilidade (Hilditch *et al.* 2015). Atualmente o consumidor exige um produto com elevada qualidade, segurança, conforto, com características inovadoras e consumo reduzido, tudo isto a um preço competitivo (Santos *et al.* 2005).

Com a finalidade de reduzir o consumo de combustível e aumentar os requisitos de conforto e segurança, o desenvolvimento de novos materiais foi intensificado. Para aumentar a rigidez e reduzir o peso, diferentes gamas de aços de alto limite de elasticidade (HSS – High Strength Steel) são utilizadas (Wagener 1997). Os aços de alto limite de elasticidade apresentam uma tensão limite elasticidade entre 220, 260, 340 ou 420 MPa (Flegel 2001).

O desenvolvimento dos aços HSS surge nos anos 70 com os aços micro-ligados, seguidos os aços ligados com fósforo. Nos anos 80 surgem os aços de dupla fase (DP – “Dual Phase”), aços “Bake Hardening” (BH) bem como aços “Interstitial Free” (IF). Os aços IF apresentam uma grande capacidade de deformação, permitindo um bom desempenho na conformação plástica. Nos anos 90 surgem os aços isotrópicos e aços “Transformation Induced Plasticity” (TRIP) (Santos *et al.* 2005). Atualmente também se observa um crescente uso de aços de ultra baixo carbono e super ultra baixo carbono (SULC – “Super Ultralow Carbon”). Na **Figura 2.1**

observa-se o desenvolvimento dos aços alcançados ao longo de 30 anos na indústria automóvel (Wagener 1997).



**Figura 2.1** – Evolução dos aços na indústria automóvel (Wagener 1997).

Como ilustrado na **Figura 2.2**, os aços utilizados na indústria automóvel podem ser subdivididos em função da tensão limite de elasticidade. Em particular estes são:

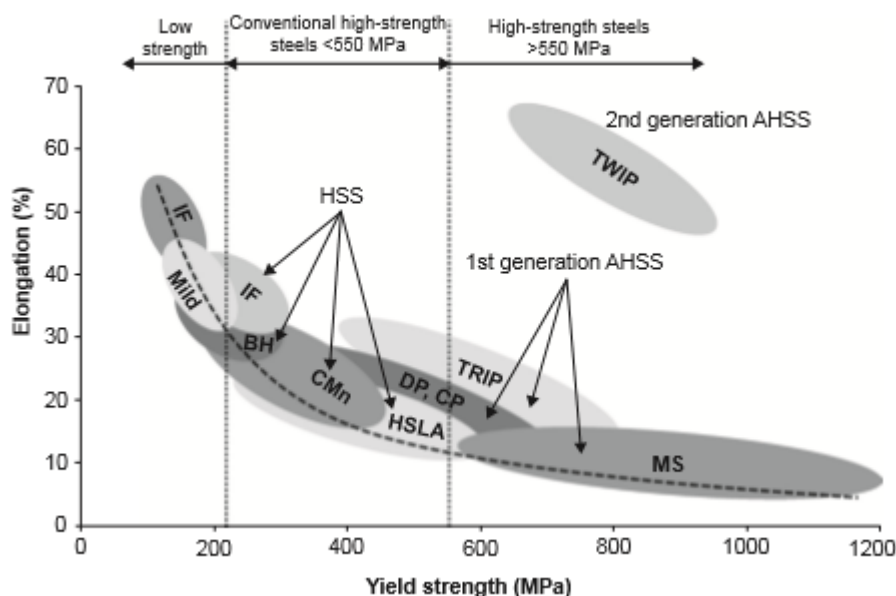
- (i) aços de baixa resistência, na qual incluem os aços IF e aços macios;
- (ii) aços convencionais HSS, com tensões limite de elasticidade inferior a 550 MPa, da qual fazem parte os aços BH, aços de elevada resistência de baixo teor de liga (HSLA – High Strength Low Alloy);
- (iii) aços avançado de elevada resistência (AHSS – Advanced High Strength Steel) com tensão limite de elasticidade superior a 550 MPa. Da primeira geração dos AHSS fazem parte os aços DP (Dual Phase), TRIP (Transformation-Induced Plasticity), CP (Complex Phase) e MS (Martensite Steels).

Com o aumento da resistência é possível observar um decrescimento da ductilidade (**Figura 2.2**). Contudo, para os aços HSS, o aumento da resistência é muito mais significativo que a diminuição da ductilidade (Stuart Keeler *et al.* 2017).

Contrariamente aos aços HSS em que a ductilidade diminui com a resistência, os aços AHSS combinam uma elevada resistência e conformabilidade/ductilidade, tornando-os aptos para operação de conformação plástica (Kuziak *et al.* 2008).

Com o objetivo de combinar resistência elevada dos aços martensíticos com a conformabilidade dos aços IF foram desenvolvidos os aços TWIP (Twinning-induced Plasticity), os aços

inoxidáveis austeníticos e os aços leves com plasticidade induzida (L-IP) que fazem parte da segunda geração de AHSS (Matlock *et al.* 2012). Os aços AHSS da primeira e segunda geração têm em conta as exigências da indústria automóvel. Os aços DP e TRIP são utilizados em zonas de impacto, uma vez que apresentam uma elevada absorção de energia. Por outro lado, os aços martensíticos são utilizados nos elementos dos compartimentos de passageiros, aumentando a segurança. Atualmente está em desenvolvimento a terceira geração de AHSS.



**Figura 2.2** – Gráfico extensão após rotura-tensão limite de elasticidade para as diferentes gamas de aços (Kuziak *et al.* 2008).

A tendência dos novos materiais face à adaptação das novas regulamentações e às necessidades de desenvolvimento levou ao aumento das exigências quanto aos processos de conformação plástica em termos tecnológicos. Os materiais AHSS permitem atingir um baixo peso estrutural e elevada resistência mecânica. Contudo devido à maior dureza superficial e elevada resistência destes materiais há um aumento da pressão de contacto entre a peça e a ferramenta, resultando num maior desgaste da ferramenta (Sandberg *et al.* 2004). Resulta assim na falha prematura da ferramenta, levando a interrupções da produção e procedimentos de substituição ou manutenção.

A crescente utilização destes novos materiais exige inovação no processo conformação plástica e novos conceitos de ferramentas (Tisza 2014). Nesta tese irei analisar o desgaste da ferramenta tendo em conta os materiais convencionais e as novas tendências.

### 2.1.1 Aços Macios

Os aços macios são os materiais usualmente utilizados para conformação plástica a frio. São aços calmados ao alumínio que apresentam uma matriz ferrítica com baixo teor de elementos de solução (Manganês e Silício) e uma pequena quantidade de carbonetos (**Tabela 2.1**) (Malheiro *et al.* 2013).

**Tabela 2.1** – Composição química do aço macio DC 04 (SSAB 2017).

	C (max %)	Si (max %)	Mn (max %)	P (max %)	S (max %)	Al (min %)	Nb+Ti (max %)
<b>DC 04</b>	0.080	0.040	0.4	0.05	0.03	0.015	0.1

### 2.1.2 Aços de elevada resistência de baixo teor de liga - HSLA

Os aços HSLA são usualmente designados por aços de alto limite de elasticidade. Estes aços apresentam uma aumento mais importante na tensão de cedência do que na resistência mecânica, resultando numa capacidade limitada de encruamento e por conseguinte numa conformabilidade limitada. A sua estrutura metalúrgica, de grãos finos e de dimensões iguais em todas as direções não permite a adquirir uma textura favorável na estampagem, limitando o seu emprego (Malheiro *et al.* 2013). Como descrito na **Tabela 2.2**, a composição química dos aços HSLA apresentam baixa percentagem de carbono (C=0.1-0.2%), uma percentagem substancial de manganês (Mn=1.0-1.7%) e uma baixa quantidade de vanádio (V), nióbio (Nb), titânio (Ti) e alumínio (Al), cuja soma dos elementos químicos é inferior a 0.12% (Tisza 2013). A presença dos elementos de liga contribuem para a precipitação de finos carbonetos e o refinamento do tamanho do grão, aumentando a sua resistência (Malheiro *et al.* 2013).

**Tabela 2.2** - Composição química típica dos aços HSLA (SSAB 2017).

	C (max %)	Si (max %)	Mn (max %)	P (max %)	S (max %)	Al (min %)	Ti (max %)	Nb (max %)	Cu (max %)
<b>HSLA 420</b>	0.10	0.50	1.60	0.020	0.015	0.015	0.15	0.09	0.20

### 2.1.3 Aços de fase dupla - DP

Os aços de fase dupla (DP) apresentam duas fases distintas - ferrite e martensite - obtidas através de têmpera parcial de um aço microligado. A microestrutura do aço DP consiste numa matriz ferrítica macia, contendo ilhas de martensite dura (10-20%) com teor de carbono relativamente elevado. O aumento da fração volúmica da fase de martensítica dura conduz ao aumento da resistência mecânica. A ferrite macia forma uma microestrutura contínua, assegurando excelente ductilidade, enquanto as ilhas de martensite são responsáveis pela elevada resistência dos aços DP. Modificando o rácio ferrite/martensite é possível alterar as propriedades destes aços (Malheiro *et al.* 2013).

Os aços DP caracterizam-se por elevada resistência mecânica, contudo uma tensão de cedência relativamente baixa, apresentando um encruamento medido pelo rácio  $R_e/R_m$  e pelo índice de encruamento (n) elevado.



Os aços DP apresentam uma tensão de cedência semelhante aos aços HSLA, contudo têm um elevado índice de encruamento, caracterizando-se por elevada resistência mecânica.

Os aços DP usualmente utilizados na indústria automóvel são os aços DP 500 até DP 1000, particularmente os aços DP 600 e DP 780/800. Na **Tabela 2.3** é possível observar a composição química dos principais aços DP.

**Tabela 2.3** – Composição química dos aços de fase dupla (DP) (SSAB 2017).

	C (max %)	Si (max %)	Mn (max %)	P (max %)	S (max %)	Al (min %)	Nb+Ti (max %)
<b>DP 600</b>	0.12	0.4	1.00	0.020	0.010	0.015	0.10
<b>DP 780</b>	0.16	0.4	1.80	0.020	0.010	0.015	-
<b>DP 800</b>	0.15	0.4	1.80	0.020	0.010	0.015	0.10

A tensão de rotura destes aços aumenta linearmente com a fração volúmica da martensite. Este tipo de estrutura permite obter uma tensão de rotura entre 500-1200 MPa. Apresentam também alongamento mais elevado que os aços HSS de resistência equivalente, particularmente interessante para aplicações de absorção de energia, bem como para alguns componentes estruturais dos automóveis tais como barras de proteção lateral das portas, para-choques, jantes.

A utilização dos aços DP apresenta alguns problemas, tais como:

- (i) O aumento da tendência para o enrugamento;
- (ii) O aumento do desgaste da ferramenta devido à elevada dureza;
- (iii) A presença de duas fases distintas que leva a que as interfaces entre grãos de fases diferentes sejam sujeitas a fortes tensões durante a deformação plástica, não sendo apropriado para a expansão de furo e para a dobragem (Malheiro *et al.* 2013).

#### 2.1.4 Aços Martensíticos

Os aços martensíticos apresentam uma microestrutura 100% martensítica, formado através de tempera continua na região austenítica seguindo de um rápido arrefecimento. A martensite presente nestes aços não é tão dura quando comparada com a martensite dos aços DP. Isto deve-se ao facto de que a martensite nos aços martensíticos encontra-se dispersa na totalidade da microestrutura contrariamente ao que acontece nos aços dupla fase que se encontra nas ilhas martensíticas (Malheiro *et al.* 2013). Estes aços apresentam uma percentagem de carbono da ordem dos 0,25 %, cerca de 1,5% de manganês, contendo ainda pequenas quantidades de boro (**Tabela 2.4**).

Os aços martensíticos apresentam uma tensão de rotura  $R_m=900-1500$  MPa com uma elongação total de 4-7%. A tensão limite de elasticidade é entre 800-1350 MPa. A resistência destes aços está relacionada com o conteúdo de carbono na microestrutura. O aumento do carbono resulta no aumento da resistência (Hilditch *et al.* 2015). Apesar da elevada resistência mecânica, estes aços apresentam uma ductilidade muito limitada.

**Tabela 2.4** – Composição química dos aços martensíticos (SSAB 2017).

	C (max%)	Si (max%)	Mn (max%)	P (max%)	S (max%)	Al (min%)	Nb+Ti (max%)	Cr+Mo (max%)	B (max%)
<b>1100 M</b>	0.13	0.40	1.90	0.020	0.010	0.010	0.10	1.00	0.010
<b>1200 M</b>	0.14	0.40	2.00	0.020	0.010	0.015	0.10	-	-

A combinação de elevada resistência e ductilidade proporcionados pelos aços AHSS permite construir componentes de automóveis leves e mais finos e aumentar a segurança devido à elevada capacidade de absorção de energia. O aumento da conformabilidade aumenta a flexibilidade de design para otimizar a geometria dos componentes (Kuziak *et al.* 2008). Contudo a conformação plástica destes materiais coloca exigências severas nas ferramentas.

## 2.2 Aços de ferramenta

Atualmente, a escolha do aço de ferramenta desempenha um papel fundamental para a conformação dos diferentes materiais, uma vez que as exigências da ferramenta tem vindo a aumentar devido aos maiores esforços durante a conformação plástica dos aços cada vez mais resistentes.

Os aços de ferramenta de trabalho a frio são utilizados para aplicação em que a temperatura de superfície não ultrapasse os 200° C. Um dos principais requisitos para o material de ferramenta é a dureza. Elevada dureza é necessária para prevenir deformação plástica e desgaste da ferramenta na conformação plástica. Contudo a elevada dureza torna o material frágil. Deste modo, os principais requisitos para o material de ferramenta são:

- (i) elevada resistência ao desgaste;
- (ii) excelente resistência à compressão com o objetivo de evitar a deformação plástica;
- (iii) elevada ductilidade e tenacidade para prevenir a iniciação de fissuras e anteceder a sua propagação;
- (iv) elevada estabilidade dimensional com o tratamento térmico;
- (v) boa maquinabilidade (Uddeholm 2013).

A seleção do aço de ferramenta correto permite diminuir os custos de manutenção e substituição. O projeto da ferramenta, as técnicas de fabrico, o material da ferramenta bem como o material a conformar, fazem parte da solução global com o objetivo de otimização da produção e redução de custos (Aços 2017a).

Os aços destinados para a ferramenta dependem das propriedades dos diferentes materiais da chapa a conformar. Para a conformação de chapas de aço de baixa/média resistência, as ferramentas são usualmente utilizadas em materiais menos nobres e mais convencionais como os aços de 12% Cr ou ferro fundido nodular, dependendo da geometria da peça. Estes materiais de ferramenta não necessitam de maquinagem nem tratamento térmico, contudo estão submetidos a porosidades e segregações químicas.

Para conformação de chapas de maior resistência, os materiais de ferramenta devem ser selecionados com maior cuidado, sendo utilizados os aços de ferramenta de trabalho a frio ou aços rápidos. Estes materiais podem ser divididos segundo a norma AISI, dependendo do teor

dos elementos de liga ou outros referenciais normativos (por exemplo normas Europeias) que apontam para estes mesmos aços, mas classifica-nos segundo outras designações.

Existem ainda outros aços não padronizados, comercializados segundo patentes das siderurgias, que apesar de não se encontrarem nas diferentes normas apresentam comportamentos mecânicos melhorados. Exemplo desses aços não padronizados são os aços produzidos através da pulverotecnologia.

De acordo com a norma AISI para aplicações de conformação plástica, os aços de ferramenta de trabalho a frio classificam-se em três classes denominadas: O, A e D. Estas classes apresentam elevada percentagem de carbono ( $C=0.5-2.35\%$ ) com o objetivo de proporcionar aços com maior dureza e elevada resistência, diferenciando nos elementos de liga, tipos de carbonetos formados e microestrutura.

Os aços da classe O apresentam baixos elementos de liga, sendo temperáveis em óleo e menos utilizados na conformação de peças para automóveis devido à fraca temperabilidade, elevada deformação no tratamento e menor tenacidade. A elevada resistência ao desgaste e a dureza devem-se à martensite de alto teor de carbono, que é temperada a baixas temperaturas, resultando em finas dispersões de carbonetos na matriz metálica.

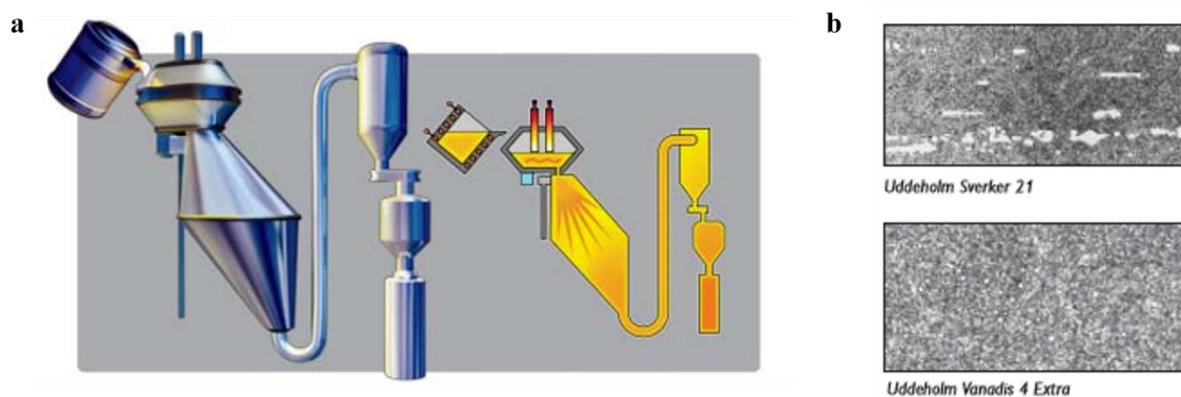
Relativamente aos aços da classe A, estes apresentam propriedades semelhantes aos aços da classe O, contudo apresentam maior teor de elementos de liga, permitindo a fácil formação de martensite através do arrefecimento do ar. O arrefecimento lento permite uma menor deformação durante o tratamento térmico, promovendo melhor estabilidade dimensional.

Por fim, os aços de classe D apresentam elevada percentagem de carbono e 12% de cromo. Estes aços apresentam elevada resistência ao desgaste e à abrasão devido à grande fração de carbonetos presentes na microestrutura (Gård 2008).

O aço que se destaca nesta classe é o aço D2, sendo o aço mais utilizado nas ferramentas de conformação plástico a frio. O aço D2 corresponde ao aço Sverker® 21 na designação Uddeholm, K110 na Böhler e denominado por C265 na Ramada Aços. É um aço convencional de liga cromo-molibdénio-vanádio com elevada resistência ao desgaste abrasivo, elevada resistência à compressão contudo limitado relativamente à resistência à fratura (Uddeholm 2016a). É utilizado para elementos de ferramenta que exigem elevada resistência ao desgaste combinando com tenacidade moderada, sendo também aplicado para séries baixa/média. A dureza desta ferramenta quando aplicada na conformação plástica corresponde a 56-62 HRC (Uddeholm 2016a).

Apesar deste material ter sido utilizado em operações de conformação ao longo dos tempos, não é considerado o mais apropriado para a estampagem das chapas AHSS, devido à baixa tenacidade e propensão ao lascamento e as fratura, tornando-os insuficientes em produções de longo prazo (Cora *et al.* 2009).

Para além dos aços convencionais apresentados anteriormente existem ainda os aços de ferramenta produzidos a partir dos processos de pulverometalurgia (**Figura 2.3**). Esta tecnologia consiste na sinterização de pós metálicos numa atmosfera controlada. A pulverometalurgia conduz a uma distribuição ainda mais fina dos carbonetos, uma pureza metalúrgica mais acentuada, maior isotropia das propriedades, uma maior resistência ao desgaste e maior tenacidade, dureza mais elevada, melhor estabilidade dimensional, elevada resistência à compressão e melhor aptidão de polimento (Soares 2009a).



**Figura 2.3** – Processo de pulverometalurgia (a) e comparação da microestrutura de uma aço convencional (Sverker 21) com um aço produzido por pulverotecnologia (Vanadis 4) (b). (Uddeholm 2013).

Os aços Vanadis 4, Vanadis 8, Vanadis 10 e Vancron 40 são produzidos a partir desta tecnologia (Soares 2009a). Desta categoria os aços que se destacam são os aços Vanadis 4 e Vancron 40. Vanadis 4 é um aço de liga crômio-molibdênio-vanadis tal como o aço convencional D2. Este aço apresenta uma excelente combinação entre resistência ao desgaste e ductilidade, elevada resistência à compressão, boa estabilidade dimensional durante tratamento térmicos e boa maquinabilidade. O Vanadis 4 é adequado para aplicações onde os mecanismos de falha dominantes são o desgaste adesivo e o lascamento e para ferramentas de conformação plástica dos aços AHSS. Após tratamento térmico apresenta uma dureza de 60 HRC (Uddeholm 2016b).

Relativamente ao Vancron 40 é um aço de liga Cr-Mo-W-V-N. Possui uma excelente combinação entre resistência ao desgaste adesivo e ao escoriação, boa resistência à fratura e ao lascamento, elevada resistência à compressão, boa estabilidade dimensional e boas propriedades de soldabilidade. Este aço é ideal para condições de produção severas e alta série de produção. Atendendo que o Vancron 40 contém na sua matriz elevada quantidade de nitretos de Vanadis de baixa fricção, este geralmente não necessita de tratamento superficial, podendo ser utilizado para substituir ferramentas onde é necessário aplicar tratamento superficial. É recorrente em aplicações onde predominam os mecanismos de desgaste adesivo e escoriação. Após tratamento térmico atinge uma dureza de 61 HRC (Uddeholm 2016c).

Para a conformação plástica utilizam-se ainda outros materiais sem ser os materiais normalizados pela norma AISI e os materiais de pulverometalurgia, como é o caso do aço convencional Sleipner na designação Uddeholm e K340 Böhler, aço Caldie Uddeholm, entre outros.

O aço convencional Sleipner apresenta 8% Cr comparativamente com os 12% do aço convencional D2. As propriedades deste aço são melhores e mais versáteis, superando as limitações do aço D2. Este aço possui boa resistência ao choque, à compressão, ao desgaste e ao lascamento elevada dureza após têmpera a altas temperaturas, atingindo durezas superiores a 63 HRC. Apresenta boa estabilidade dimensional, boa maquinabilidade e reage bem a todos os tipos de tratamento superficial. Sleipner é recomendado para aplicações de média série de produção (Uddeholm 2016d).

Quanto ao aço Caldie, este é produzido pelo método ESR (Electroslag Remelting) utilizando materiais refundidos. Este processo permite elevado nível de limpeza, baixa segregação, uniformes mudanças dimensionais e aumento da tenacidade. O Caldie é caracterizado pela excelente combinação entre resistência à compressão, desgaste e lascamento/fratura, elevada

tenacidade e ductilidade, adequado para todos os tratamentos de superfície, boa estabilidade dimensional e boa soldabilidade. A boa soldabilidade e a disponibilidade de consumíveis de soldadura com a mesma composição química que o aço permite simplificar o processo de manutenção. Possui uma dureza de 60-61 HRC após tratamento térmico. É adequado para baixa/média série de produção e em aplicações onde a fratura e lascamento são os principais mecanismos de falha e é necessário elevada resistência à compressão (Uddeholm 2016e).

Relativamente aos aços rápidos convencionais fazem parte os aços da classe M e T na norma AISI. Tal como acontece com os aços de ferramenta de trabalho a frio, também os aços rápidos fazem parte os aços produzidos a partir de pulverometalurgia como é exemplo o Vanadis 23 e Vanadis 30.

Na **Tabela 2.5** está sumarizada a caracterização química dos aços de ferramenta de trabalho a frio e aços rápidos.

**Tabela 2.5** – Composição química dos aços de ferramenta de trabalho a frio e aços rápidos (Ramada 2017b).

	Uddeholm	AISI	W.-Nr.	C (%)	Si (%)	Mn (%)	Cr (%)	Mo (%)	V (%)	W (%)	Co (%)	HRC
AÇOS DE FERRAMENTAS DE TRABALHO A FRIO	Arne	O1	1.2510	0.95	0.25	1.10	0.60	-	0.10	0.60	-	56-62
	Rigor	A2	1.2363	1.0	0.30	0.6	5.3	1.1	0.2	-	-	56-62
	Calmax	-	1.2358	0.60	0.35	0.80	4.50	0.50	0.25	-	-	56-60
	Caldie	-	-	0.70	0.20	0.50	5.00	2.50	0.50	-	-	58-61
	D 3	D3	1.2436	2.10	0.30	0.30	11.50	-	-	-	-	
	Sleipner		-	0.90	0.90	0.50	7.80	2.50	0.50	-	-	
	Sverker 21	D2	1.2379	1.55	0.30	0.40	12.00	0.80	0.80	-	-	56-62
	Sverker 3	D6	1.2436	2.05	0.30	0.80	12.7	-	-	1.10	-	56-62
	Vanadis 4	-	-	1.40	0.40	0.40	4.70	3.50	3.70	-	-	
	Vanadis 8		-	2.30	0.40	0.40	4.80	3.60	8	-	-	
	Vanadis 10		-	2.90	1.00	0.50	8.00	1.50	9.90	-	-	
	Vancron 40		-	1.1	0.50	0.40	4.50	3.20	8.50	3.70	-	
AÇOS RÁPIDOS	Vanadis 23	M3:2	1.3395	1.28	-	-	4.2	5.0	3.1	6.4	-	
	Vanadis 30	M3:2+Co	1.3294	1.28	-	-	4.2	5.0	3.1	6.4	8.5	
		M2	1.3343	0.85	-	0.25	4.10	5.00	1.90	6.40	-	

## 2.3 Tratamentos térmicos

Para melhorar as propriedades dos aços de ferramenta, muitas vezes recorre-se a tratamento térmicos e tratamentos de superfície.

Os tratamentos térmicos são processos térmicos aos quais os aços são submetidos com o objetivo de alterar as suas microestruturas para melhorar as propriedades mecânicas, não modificando a composição química do material base (núcleo). Dos tratamentos térmicos fazem parte os diversos tipos de recozido, a têmpera e o revenido (Soares 2009b).

Relativamente aos tratamentos termoquímicos, cementação, carbonitruração e nitruração, estes ocorrem durante o ciclo de aquecimento e arrefecimento.

Estes processos alteram as composições químicas das superfícies associadas ao processo de endurecimento superficial, porém mantém os respectivos núcleos inalterados do ponto de vista da sua composição. Destes tipos de tratamentos superficiais, a nitruração tem uma maior relevância do ponto de vista da ferramenta de estampagem.

Por fim os tratamentos de superfície são processos que alteram as propriedades da superfície e na região perto da superfície. Destes fazem parte o PVD (Physical Vapor Deposition) e CVD (Chemical Vapor Deposition). Estes processos consistem na adição de material à superfície, revestindo o substrato. As propriedades da superfície são modificadas, contudo as propriedades do material do substrato permanecem inalteradas (Mattox 2010).

Estes tratamentos podem ser aplicados sobre as ferramentas, assumindo maior importância o processo PVD, nomeadamente na redução do desgaste superficial imposto sobre os aços da ferramenta durante a conformação de chapas metálicas de elevada resistência.

### 2.3.1 Têmpera

A têmpera é constituída por três fases: aquecimento, estágio à temperatura de têmpera e arrefecimento. Com o aquecimento pretende-se a austenitização, com dissolução total ou parcial do carbono na austenite, para que, após o arrefecimento ocorra a transformação em martensite. Os aços com elevados elementos de liga apresentam uma menor condutividade térmica. Por essa razão estes devem ser aquecidos lentamente e uniformemente, de modo a evitar as tensões devido aos gradientes térmicos e posteriormente evitar distorções e até fraturas.

Os aços com temperatura de têmpera superior a 900°C devem ser aquecidos e mantidos a uma temperatura intermédia (aquecimento em degrau) antes de serem aquecidos à temperatura de têmpera. Este aquecimento em degrau assegura um aquecimento uniforme em toda a extensão da peça e evita o sobreaquecimento das arestas e superfícies (Soares 2009b).

Como é possível observar na **Tabela 2.6**, a maioria dos aços de ferramenta de trabalho a frio e aços rápidos apresentam usualmente temperaturas de têmpera compreendidas entre 900° C e 1250° C, dependendo da composição do aço.

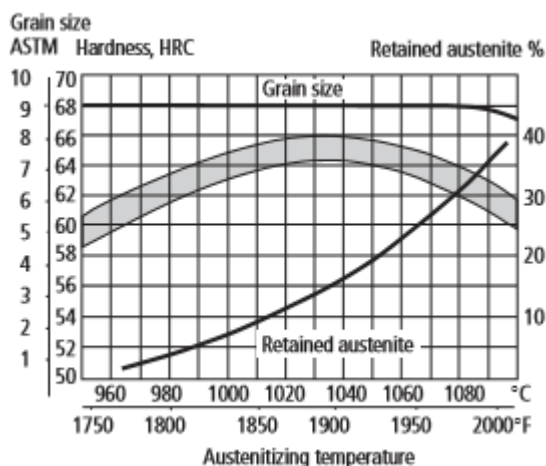
**Tabela 2.6** – Temperatura de têmpera dos aços de trabalho a frio e aços rápidos (Ramada 2017b).

		Temperatura Têmpera (°C)
AÇOS DE FERRAMENTAS DE TRABALHO A FRIO	D 3	930-980
	VANADIS 10	1020-1060
	VANADIS 4	980-1100
	D 2	1020-1050
	VANADIS 6	1000-1100
	SLEIPNER	950-1080
	O 1	800-850
	CALDIE	1000-1020
	CALMAX	950-970
	CROVAN	810-840
AÇOS RÁPIDOS	VANADIS 23	1100-1180
	VANADIS 30	1100-1180
	M2	1190-1230

O tempo de estágio à temperatura de têmpera depende de vários fatores tais como composição química do aço, dimensões da peça, peso da carga e temperatura de têmpera. O tempo médio é da ordem de meia hora a partir do momento em que o núcleo atinge a temperatura de têmpera.

A têmpera permite o aumento das propriedades mecânicas dos aços, tais como aumento da dureza, resistência ao desgaste e diminuição da tenacidade ao choque, extensão após rotura e ductilidade.

A dureza aumenta com o aumento da temperatura de austenitização, contudo após atingir a temperatura máxima de têmpera, a sua dureza irá diminuir como é possível observar na **Figura 2.4**. Este fenómeno deve-se à presença excessiva de austenite residual, fase macia que não se transformou durante o tratamento térmico. Com o aumento da temperatura de austenitização aumenta também a percentagem de austenite residual após o arrefecimento.



**Figura 2.4** – Gráfico dureza-temperatura de austenitização do aço D2 (Uddeholm 2016a).

Após o aquecimento e o estágio à temperatura de têmpera, a estrutura do aço é constituída por carbonetos parcialmente dissolvidos, dispersos em cristais de austenite. Nesse momento as peças serão arrefecidas a uma determinada velocidade para que a austenite se transforme em martensite. A velocidade de arrefecimento deve ser a mais lenta possível mas superior à velocidade crítica de arrefecimento. Os meios de arrefecimento mais comuns são óleo (aços AISI O) e arrefecimento sob fluxo gasoso, em fornos de vácuo para os restantes aços.

Durante o tratamento térmico de têmpera poderão surgir alguns problemas tal como a decarbonização ou oxidação da peça, tendo em conta a atmosfera oxidante presente no forno. A decarbonização provoca a perda da resistência ao desgaste. Para solucionar este problema recorre-se ao uso de fornos em vácuo com uma atmosfera controlada (**Figura 2.5**).



**Figura 2.5** – Forno têmpera em vácuo (Aços 2017a).

### 2.3.2 Revenido

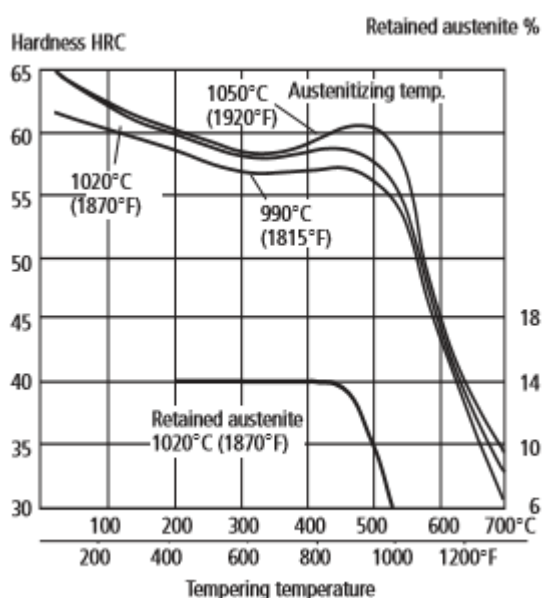
O revenido deve ser efetuado imediatamente após a têmpera e consiste no aquecimento a uma temperatura inferior ao ponto crítico  $A_{c1}$ , estágio a essa temperatura e arrefecimento. Este tratamento térmico tem como principal objetivo eliminar as tensões provocadas pelo arrefecimento da têmpera e conferir ao material a dureza e tenacidade mais adequada ao



trabalho a que se destina. O aquecimento deve ser realizado lentamente e de forma homogênea para evitar fraturas.

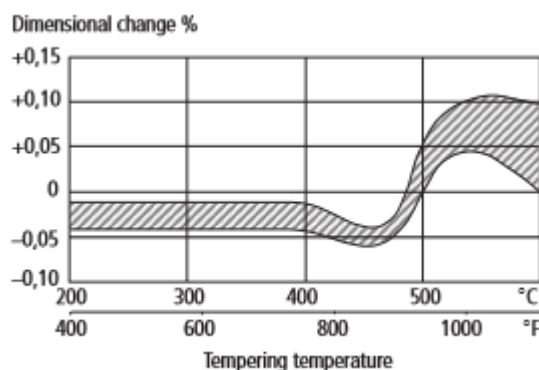
A tenacidade aumenta durante o tratamento, tendo em conta que as tensões devido à têmpera foram reduzidas ou até mesmo eliminadas e devido à distensão e amaciamento da estrutura da têmpera. A tenacidade aumenta com o aumento do tempo de estágio à temperatura do revenido.

Usando o revenido, é possível aumentar a dureza através da transformação da austenite residual. A dureza após o revenido depende da temperatura e tempo de estágio do revenido. Para se obter a dureza desejada deve-se definir a temperatura mais adequada, consultando o diagrama do revenido do respetivo material. A **Figura 2.6** corresponde ao diagrama do revenido do aço D2.



**Figura 2.6** – Diagrama do revenido do aço D2 (Uddeholm 2016a).

O revenido posteriormente à têmpera provoca transformações estruturais que originam variações dimensionais e volumétricas nas peças. É possível observar a variação dimensional do aço D2 na **Figura 2.7**. Numa fase inicial o revenido provoca uma diminuição das dimensões relativamente ao estado temperado devido à distensão da martensite, verificando-se posteriormente um aumento do volume. Para solucionar as variações dimensionais é recomendado uma tolerância de 0.15-0.3% (Uddeholm 2016a).



**Figura 2.7** – Gráfico de variação dimensional durante o revenido do aço D2 (Uddeholm 2016a).

### 2.3.3 Nitruração

A nitruração é um processo de endurecimento superficial, com o objetivo de aumentar dureza superficial e resistência ao desgaste. A nitruração realiza-se a temperaturas mais baixas que as usadas nos processos de têmpera, entre 450-560°C, resultando numa variação dimensional mínima ou mesmo nula. O processo consiste na introdução de azoto na superfície do aço, permitindo a formação de nitretos. Existe dois tipos de nitruração mais frequentes em aplicações industriais: nitruração gasosa e por plasma. A nitruração a banhos de sal é a tecnologia menos utilizado por questões ambientais. Na nitruração a gás, o gás utilizado é amónia ( $\text{NH}_3$ ), que se decompõe em hidrogénio e azoto reativo no interior da câmara aquecida. O azoto irá combinar-se com o ferro e outros elementos de liga, formando camadas de nitretos. A nitruração produz duas camadas finas, uma exterior designada por camada de combinação com espessura inferior a 10 micrómetros e uma adjacente designada por difusão, com espessuras da ordem dos 0,1 a 0,2 mm.

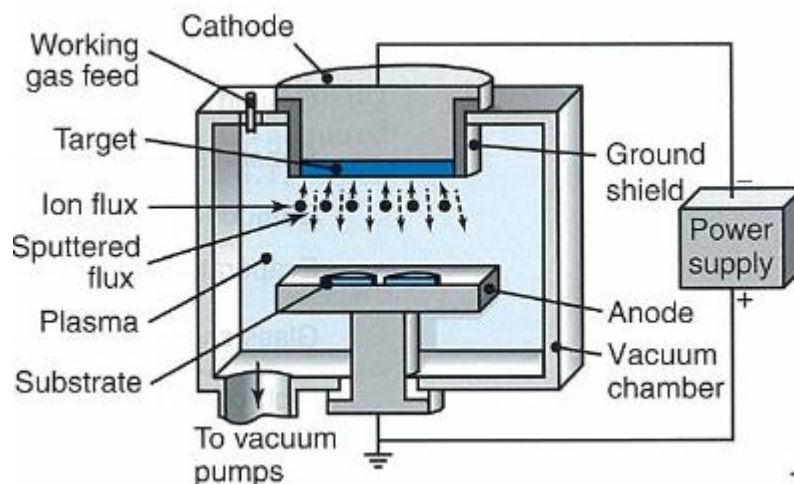
Este tratamento termoquímico é um processo final sendo realizado após acabamento de peças. As superfícies devem ser desbastadas, isentas de gordura e de eventuais camadas decarbonizadas, uma vez que poderá evitar a penetração do azoto. Contudo a camada nitrurada é muito frágil e fina da ordem dos milímetros. A dureza superficial obtida depende da composição química do aço, quanto maior o teor dos elementos capazes de formar nitretos especiais tais como alumínio, cromo, molibedénio, tungsténio e vanádio, maior será a dureza máxima (Soares 2009b).

### 2.3.4 PVD

O PVD (Physical Vapor Deposition – Deposição física a vapor) é um processo de deposição atómica em vácuo na qual o material alvo no estado sólido é vaporizado sob a forma de átomos ou moléculas e transportado através de um ambiente em plasma até ao substrato, onde posteriormente se condensa (Mattox 2010). As partículas depositadas são transportadas fisicamente para o substrato contrariamente com o processo CVD (Chemical Vapor Deposition) em que a deposição é por ação de reações químicas. O principal objetivo é alterar as propriedades superficiais do substrato sem alterar as suas características. O processo de PVD apresenta elevado nível de adesão dos revestimentos com temperaturas entre 180-500°C. Um vez que a temperatura de deposição é inferior a 500°C, o processo de revestimento ocorre a temperaturas inferiores às temperaturas de revenido, não havendo o risco de alterações dimensionais ou distorções. Usualmente a técnica de PVD apresenta revestimentos com espessura na gama de micrómetros (1-10  $\mu\text{m}$ ) (Martins *et al.* 2005).

As principais categorias do processo de PVD são: evaporação de arco, pulverização catódica conhecida por “*sputtering*” e ionização.

Na pulverização catódica um campo elétrico ioniza o gás inerte, geralmente o argon. Os iões positivos bombardeiam o material de revestimento, denominado material alvo, e provocam a ejeção dos átomos da superfície deste mesmo. Os átomos do material alvo irão ser transportados até à superfície do substrato onde se condensa. Para uma melhor adesão, o substrato é aquecido. Na **Figura 2.8** está esquematizado o processo de pulverização catódica.



**Figura 2.8** – Processo de pulverização catódica (Kalpakjian *et al.* 2013).

Uma vertente deste processo é a pulverização catódica reativa. O gás inerte é substituído por um gás reativo, tal como oxigénio (Kalpakjian *et al.* 2013).

As principais vantagens da pulverização catódica são:

- (i) possibilidade de utilizar qualquer material;
- (ii) os alvos promovem uma vaporização estável e de longa duração;
- (iii) fáceis condições de pulverização
- (iv) baixo aquecimento radiante comparativamente ao método de evaporação.

Em contrapartida, tem como desvantagens a baixa taxa de vaporização em relação à vaporização térmica, não sendo termicamente eficiente, elevado custo dos alvos e processo lento (Mattox 2010). Contudo a pulverização catódica dentro da técnica de PVD é aquela que garante melhores propriedades de deposição.

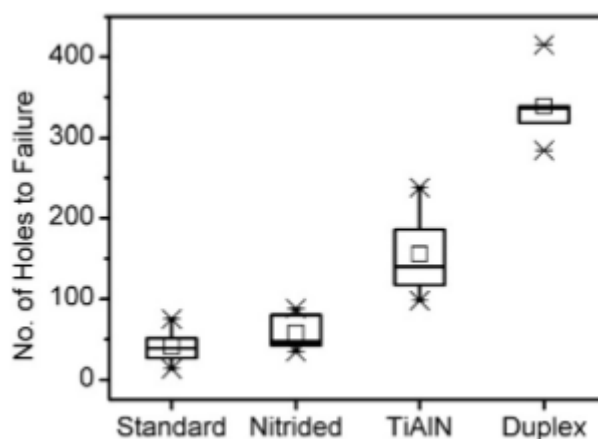
Nas ferramentas de conformação plástica os revestimentos mais utilizados são o nitreto de titânio (TiN), nitreto de crómio (CrN), o nitreto de titânio alumínio (TiAlN) e o carbonitreto de titânio (TiCN). Cada revestimento apresenta uma cor característica. Com a introdução dos revestimentos nas ferramentas observa-se um aumento da dureza, diminuição do atrito, aumento da resistência ao desgaste e aumento da tenacidade (Martins *et al.* 2005). Cada revestimento apresenta características distintas, observadas na **Tabela 2.7**.

**Tabela 2.7** – Propriedades dos revestimentos PVD (Martins *et al.* 2005).

Revestimento	Espessura (μm)	Microdureza (Hv)	Temperatura máxima de serviço (°C)	Coefficiente de atrito
TiN	3-5	2500	500	0.65
CrN	3-10	2100	700	0.55
TiCN	2-5	2800	400	0.45
TiAlN	3-5	4000	800	0.40

A pulverização catódica pode ainda utilizar alvos de diferentes materiais, possibilitando a produção de revestimentos de multicamadas. Os alvos são alternadamente evaporados, conforme o material a ser depositado. Para conseguir um revestimento completo a peça está continuamente em rotação. O produto final será um nanolaminado, com camadas de 50-10 nm de materiais intercalados.

Com o objetivo de melhorar as propriedades mecânicas utiliza-se o processo termoquímico de nitruração seguindo da deposição do revestimento PVD. Esse tratamento é designado por Duplex. O revestimento Duplex combina a elevada dureza, baixa fricção e elevada resistência ao desgaste provenientes do revestimento PVD com as propriedades de resistência à fadiga do substrato da nitruração, permitindo assim aumentar o tempo médio de vida da ferramenta (**Figura 2.9**) (Rousseau *et al.* 2015).



**Figura 2.9** – Tempo médio de vida de ferramentas M2: sem tratamento (standart), nitrurada, com revestimento PVD e com duplex (Rousseau *et al.* 2015).

## 2.4 Mecanismos de falha da ferramenta

Os principais mecanismos de falha da ferramenta de processos de conformação plástica são: desgaste, lascamento (*chipping*), deformação plástica, rotura total e escoriação (*galling*), representados na **Figura 2.10 a-e** (Uddeholm 2016f).



**Figura 2.10** – Principais mecanismos de falha da ferramenta: (a) desgaste; (b) lascamento (*chipping*); (c) deformação plástica; (d) fratura; (e) escoriação (*galling*) (Uddeholm 2016f).

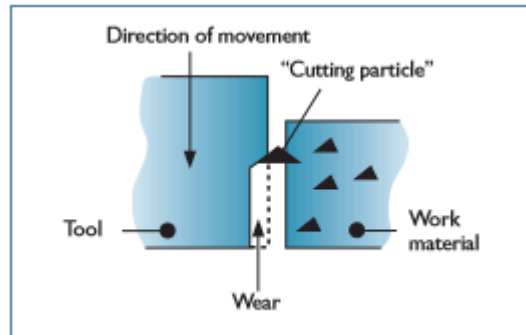
### 2.4.1 Desgaste

O mecanismo de desgaste (**Figura 2.10a**) consiste na remoção progressiva de material de uma ou ambas as superfícies em contacto. Este está relacionado com o mecanismo de operação, o material de trabalho e as forças de fricção devido ao contacto de escorregamento entre ferramenta e superfície. O desgaste é prejudicial tanto para a ferramenta como para a chapa de trabalho.

Este mecanismo pode ser abrasivo ou adesivo (Gåård 2008). O desgaste abrasivo resulta da fricção entre o material da ferramenta e o material a trabalhar. Este desgaste ocorre devido a partículas duras que se interpõem entre as duas superfícies. Estas partículas advêm da irregularidade e rugosidade da superfície mais dura ou de partículas duras incrustadas numa das superfícies tais como óxidos ou carbonetos ou até mesmo interpostas livremente entre duas superfícies em contacto. Estas partículas duras provocam a perda progressiva do material das superfícies como se verifica na **Figura 2.11**, deixando marcas de desgaste alinhadas na direção do movimento relativo entre as superfícies (Martins *et al.* 2005).

É possível diminuir o desgaste abrasivo através do polimento das superfícies, diminuindo assim as saliências da superfície. Na conformação plástica é possível obter uma melhoria no desempenho das ferramentas através do polimento com uma rugosidade  $Ra < 0,1$  (Gåård 2008).

As propriedades fundamentais que o aço de ferramenta deve possuir para permitir uma boa resistência ao desgaste abrasivo são: elevada dureza, elevada quantidade de carbonetos, elevada dureza dos carbonetos e elevado tamanho dos carbonetos (Soares 2009a).



**Figura 2.11** – Representação esquemática do desgaste abrasivo (Uddeholm 2016f).

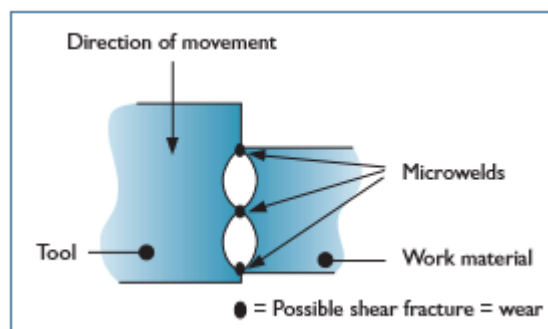
Por outro lado, o desgaste adesivo (**Figura 2.12**) deve-se ao contacto entre a rugosidade dos materiais, envolvendo elevadas pressões e causando microsoldaduras localizadas em pontos de contacto entre a superfície da ferramenta e o material em conformação. Com o contínuo movimento das superfícies, as microsoldaduras soltam-se, provocando a fratura numa superfície e na outra superfície o fragmento fica encrustado. A fratura surge onde a resistência à ligação soldada for mais fraca, geralmente na superfície mais macia (Martins *et al.* 2005).

Os fragmentos podem fixar-se no material a trabalhar e, através da oxidação e encruamento, aumentam de dureza, provocando posteriormente desgaste por abrasão na superfície da ferramenta.

Numa situação extrema, pode desenvolver-se um processo de fadiga que, através de uma nucleação de microfissuras, acaba por degenerar em lascamento ou até mesmo rotura da ferramenta (Soares 2009a).

Para diminuir ou reduzir o desgaste adesivo, as superfícies devem ser separadas através da adição de lubrificante. A adesão pode ainda ser reduzida através de seleção dos materiais (Gård 2008).

Para uma boa resistência ao desgaste adesivo, os materiais de ferramenta devem ter as seguintes propriedades: elevada dureza, baixo coeficiente de atrito, elevada ductilidade e utilizar tratamentos de superfície ou revestimento (Soares 2009a).



**Figura 2.12** – Representação esquemática do desgaste adesivo (Uddeholm 2016f).

### 2.4.2 Lascamento (*Chipping*)

O mecanismo de lascamento (*chipping*), observado na **Figura 2.10b** resulta da aplicação de elevadas tensões de trabalho comparativamente à resistência à fadiga do material. Usualmente ocorre após utilização da ferramenta por um período relativamente curto. Inicialmente formam-se pequenas fraturas na superfície ativa da ferramenta, propagando-se ao longo do tempo até finalmente resultar na fragmentação das arestas ou extremidades.

Para evitar o lascamento é importante que o aço da ferramenta apresente elevada ductilidade (Soares 2009a).

### 2.4.3 Deformação plástica

A deformação plástica (**Figura 2.10c**) ocorre quando a tensão limite elasticidade do aço de ferramenta foi excedido, modificando a forma na superfície de trabalho da ferramenta.

Com o objetivo de prevenir a deformação plástica o aço da ferramenta deve possuir elevada dureza. Contudo é necessário ter em conta a tenacidade do material (Soares 2009a).

### 2.4.4 Fratura

A fratura (**Figura 2.10d**) ocorre espontaneamente, após propagação de uma fissura iniciada, resultante da concentração de tensões. Este mecanismo de falha resulta da aplicação de elevadas tensões de trabalho em comparação com a tenacidade à fratura.

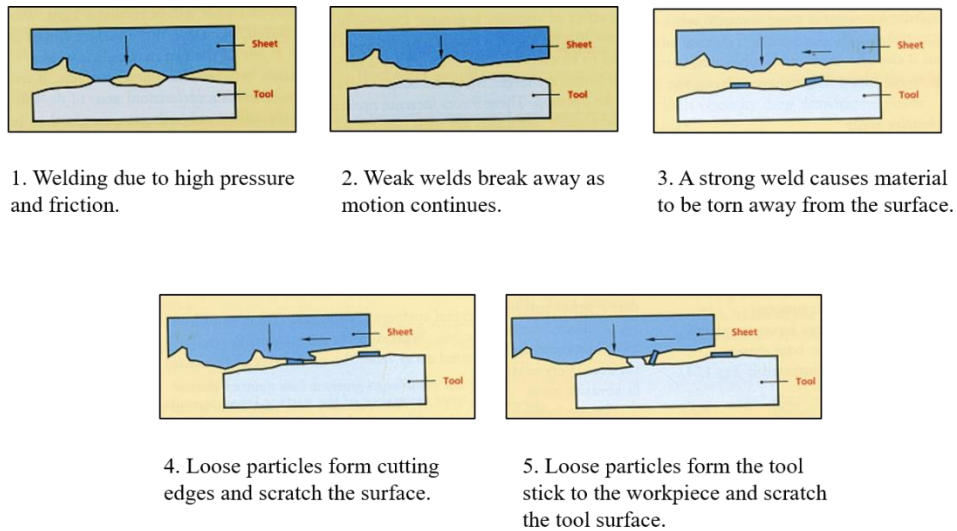
Os carbonetos presentes no material de ferramenta quando apresentam um elevado tamanho poderão agir como iniciadores de fissuras num processo de fadiga. Contudo a fratura da ferramenta pode ocorrer devido à presença de defeitos tais como ranhuras e inclusões. Por essa razão, a limpeza, o acabamento da superfície e o próprio design da ferramenta influenciam o desempenho da ferramenta.

Para evitar a fratura, a escolha do aço de ferramenta deve possuir baixa dureza e elevada tenacidade, porém uma baixa dureza tem efeito prejudicial na resistência aos outros mecanismos de falha (Soares 2009a).

### 2.4.5 Escoriação (*Galling*)

O fenómeno escoriação (*galling*) (**Figura 2.10e**) está associado ao desgaste adesivo. Este mecanismo deve-se às elevadas forças de fricção devido ao contacto de escorregamento e a natureza adesiva do material de chapa metálica. Quando a ferramenta é pressionada contra o material de trabalho, ocorre contacto entre as rugosidades destes, envolvendo elevadas pressões e fricção, provocando microsoldaduras. Se as microsoldaduras forem fracas, elas separam-se devido ao movimento relativo, contudo se as estas forem fortes o material mais macio será arrancado. Os fragmentos do material de produção, irão aderir à superfície da ferramenta, formando arestas cortantes e riscando a superfície da chapa metálica. Com o contínuo movimento os fragmentos arrancados provocam a aderência da ferramenta à superfície da chapa metálica, riscando a superfície da ferramenta (**Figura 2.13**).

## Análise do desgaste em ferramenta de estampagem



**Figura 2.13** - Representação esquemática do mecanismo escoriação.

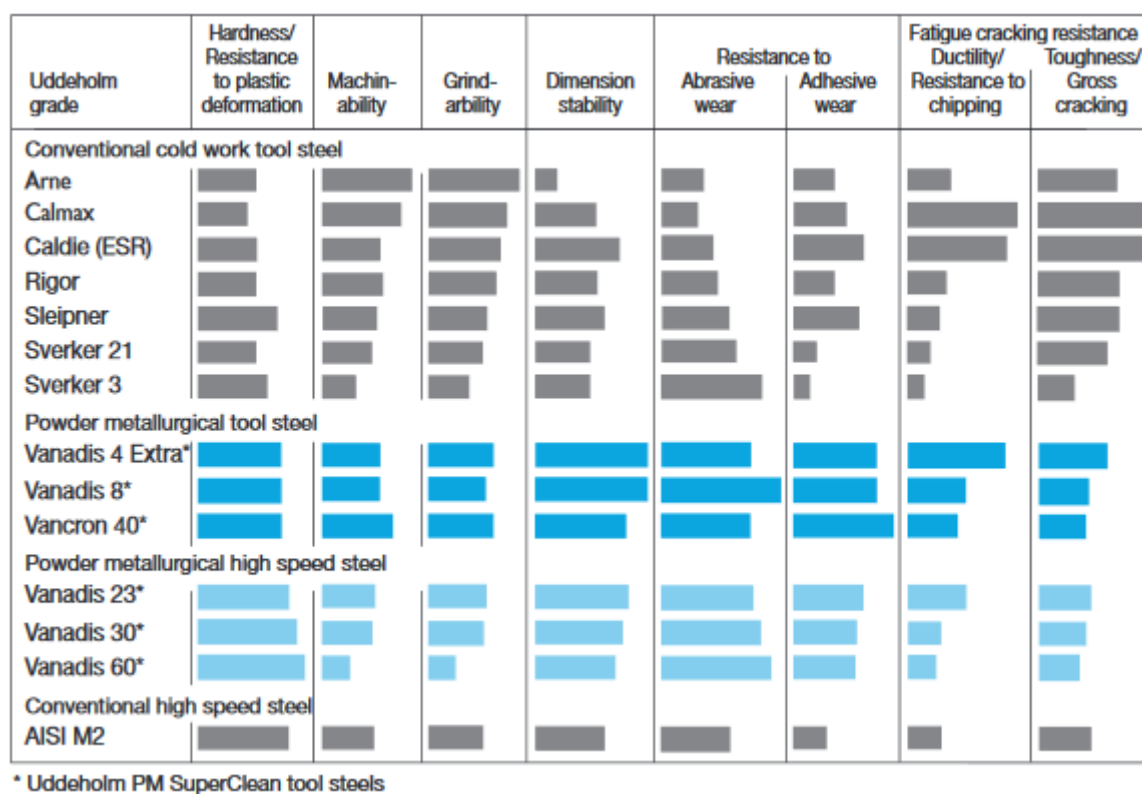
Para uma boa resistência ao desgaste de escoriação, os aços de ferramenta devem apresentar propriedades idênticas às mencionadas para a resistência ao desgaste adesivo.

Em aplicações de conformação plástica, os mecanismos de falha mais usuais são o desgaste adesivo, deformação plástica e escoriação. As futuras tendências no processo de conformação plástica, desde o aumento da resistência dos materiais de chapa metálica, aumento da velocidade de processamento e a ausência de lubrificantes com fim a diminuir o impacto ambiental exigem uma necessidade de melhorar a resistência à escoriação. Uma das soluções passa pela aplicação dos tratamentos superficiais.

### 2.5 Princípio de seleção

Tendo em conta os principais mecanismos de falha da ferramenta anteriormente mencionados, é possível selecionar o material de ferramenta que melhor se adequa às funções. Na **Figura 2.14** é observado uma análise relativa da resistência aos mecanismos de falha.





**Figura 2.14** – Comparação relativa da resistência aos mecanismos de falha dos diferentes materiais de ferramenta (Uddeholm 2016b).

O Uddeholm Sleipner é um aço de ferramenta utilizado para média série de produção. Usualmente este aço é utilizado para substituir o aço D2. Apresenta elevada resistência ao desgaste adesivo, mecanismo de fratura e deformação plástica. Pode ser endurecido até aos 64 HRC através de têmpera a elevadas temperaturas. Apresenta um bom compromisso na resistência ao choque, desgaste e compressão e reage bem à aplicação de todos os tratamentos de superfície.

Uddeholm Caldie é um aço aplicado para baixa/média série. Este aço é caracterizado por elevada resistência à fratura e ao fenómeno lascamento. Relativamente ao aço Sleipner este apresenta menor resistência à deformação plástica e ao desgaste abrasivo. Contudo é necessário sublinhar que este aço é aplicado para baixa/média série não sendo recomendado como alternativa para o Uddeholm Sleipner.

O Vanadis 4 faz parte dos aços produzidos a partir de pulverotecnologia. Dentro desta categoria corresponde ao aço mais versátil, combinando elevada resistência ao desgaste, elevada dureza e resistência ao lascamento. Apresenta ainda elevada resistência de compressão e excelente maquinabilidade. Relativamente ao Vanacron 40, o Vanadis 4 apresenta maior resistência ao lascamento, contudo menor resistência ao desgaste adesivo. Em relação ao aço D2, estes aços apresentam maior resistência à deformação plástica, ao desgaste abrasivo e adesivo e ao lascamento.

Os mecanismos de falha lascamento, fratura e deformação plástica são fenómenos espontâneos e resultam em perturbações severas e com elevada custo. Por isso devem ser evitados mesmo que isso provoque o aumento do desgaste da ferramenta. O desgaste e a escoriação são mecanismo de falha previsível sendo possível planear a manutenção e evitar um aumento do custo de produção.

Dependendo do tipo de desgaste e do volume de produção é possível selecionar o aço de ferramenta a utilizar (**Figura 2.15**). O volume de produção são definidos empiricamente como baixa produção até 100 000 componentes, média produção entre 100 000 e 1 milhão e por fim elevada produção acima de 1 milhão de componentes.

Serial length	Adhesive wear		Mixed wear		Abrasive wear	
Short	ARNE	54–56 HRC 54–61 HRC	ARNE CALMAX UNIMAX	54–58 HRC 54–59 HRC 54–58 HRC	ARNE CALDIE	54–60 HRC 56–62 HRC
Medium	CALMAX UNIMAX CALDIE SLEIPNER	54–58 HRC 54–58 HRC 58–60 HRC 56–62 HR	CALDIE RIGOR SLEIPNER	58–62 HRC 54–62 HRC 58–63 HRC	SLEIPNER SVERKER 21	60–64 HRC 58–62 HRC
Long	VANADIS 4 EXTRA VANCRON 40	58–62 HRC 60–64 HRC	VANADIS 4 EXTRA VANADIS 6	58–63 HRC 60–64 HRC	SVERKER 3 VANADIS 6 VANADIS 10	58–62 HRC 60–64 HRC 60–64 HRC

**Figura 2.15** – Seleção do aço de ferramenta para diferentes volumes de produção e mecanismo de desgaste (Uddeholm 2016f).

## 2.6 Estampagem

A estampagem é um processo tecnológico que transforma chapas metálicas planas em peças ocas com a geometria definida pelo punção e matriz. Por meio da ação do punção na região central, a chapa metálica deforma-se em direção à cavidade da matriz. Ao mesmo tempo a flange da chapa metálica é reduzida gradualmente à medida que se movimenta em direção à cavidade. As peças obtidas são caracterizadas por possuírem superfície não planificável e cuja espessura sofre pouca variação relativamente ao valor inicial.

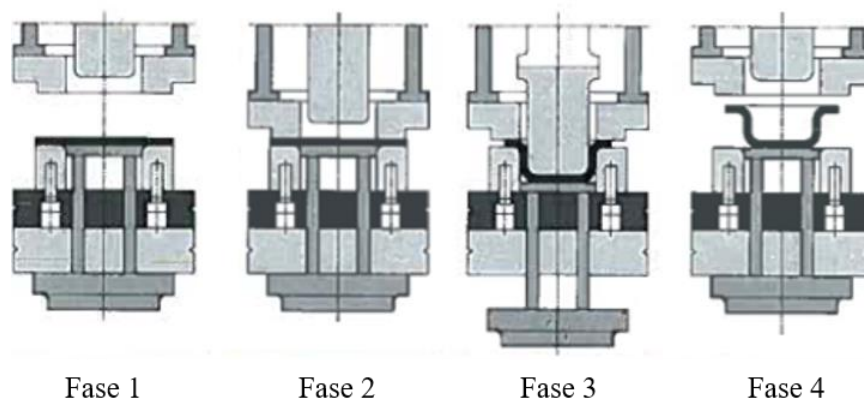
A tecnologia de estampagem é utilizada em inúmeras indústrias tais como:

- (i) Indústria automóvel utilizada na produção de variados componentes de automóveis;
- (ii) Indústria de eletrodomésticos (frigoríficos, máquinas de lavar, fogões);
- (iii) Indústria de elementos domésticos e decorativos (banheiras, lava-loiças, candeeiros);
- (iv) Indústria elétrica e eletrónica (elementos de interruptores, computadores, casquilhos de lâmpadas);
- (v) Indústria de utensílios alimentares (panelas, tampas, tabuleiros)
- (vi) Indústria aeronáutica, aeroespacial e navais.

Os principais elementos da ferramenta para o processo de estampagem são: punção, que provoca a entrada do material a conformar na matriz; matriz, que apoia o material a estampar; e o cerra-chapas, que comprime e planifica os bordos da chapa metálica durante todo o processo de conformação, impedindo o enrugamento. A presença ou ausência do cerra-chapas, classifica o processo de estampagem em simples efeito, que se realiza sem dispositivo de retenção de chapa ou duplo efeito, com dispositivo.

As principais fases do processo de estampar encontra-se ilustrada na **Figura 2.16**. Na primeira etapa ocorre a alimentação da chapa (fase 1), seguindo a descida do cerra-chapas e bloqueio da

chapa metálica (fase 2). Posteriormente a chapa é pressionada pelo punção e penetra na matriz (fase 3). Por fim o punção e o cerra-chapas sobem e extrai-se a peça (fase 4) (Santos *et al.* 2005).

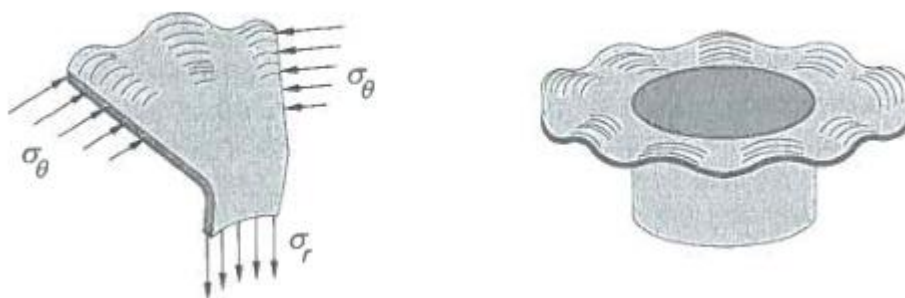


**Figura 2.16** – Fases do processo de estampagem (Santos *et al.* 2005).

A fase mais importante corresponde à fase 3, em que cerra-chapas aplica uma determinada força e o punção avança em direção à chapa, obrigando a chapa metálica a entrar na cavidade da matriz. Após o punção contactar a chapa esta irá entrar em regime elástico. Contudo, uma vez que o punção continua a avançar, a área da peça aumenta, dando origem a uma configuração cónica na região da folga. Esta alteração da forma dá-se devido à perda de espessura nas zonas do fundo e do canto do punção que se encontram em deformação plástica. O movimento progressivo do punção leva a que a zona da aba esteja cada vez mais solicitada, à medida que a zona cónica é desenvolvida. Esta deformação mantém-se até que se atinja na zona da aba condições para que o material entre em deformação plástica. Por fim o material que se encontra na vizinhança do raio da matriz e da aba entram em deformação plástica e as zonas do fundo e do canto do punção reentram em domínio elástico, uma vez que o material da estampa plana que é necessário puxar para o interior da matriz é cada vez menor (Martins *et al.* 2005).

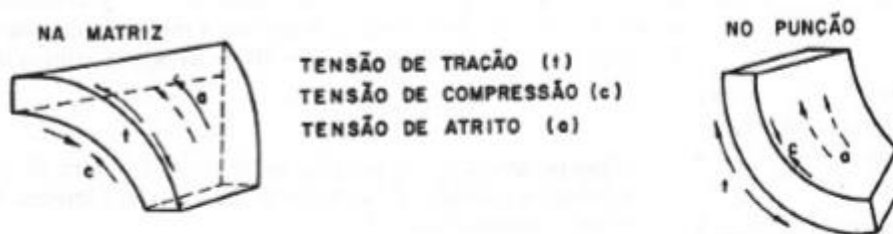
A força máxima de estampagem ocorre no início da fase 3. Após o punção penetrar na matriz a sua intensidade é reduzida visivelmente. Sendo assim, a condição de tensão máxima ocorre no início do processo de conformação, podendo surgir os efeitos de enrugamento da aba ou de fissura da lateral.

Na região da aba atuam tensões tangenciais de compressão, que provocam o enrugamento da chapa a estampar (**Figura 2.17**). Para evitar o enrugamento, aplica-se uma tensão de compressão através do cerra-chapas. A pressão do cerra-chapas deverá ser suficientemente baixa para permitir o movimento da aba em direção à matriz e suficientemente alta para evitar o enrugamento. A pressão do cerra-chapas depende ainda da espessura da chapa metálica. Quanto menor for a espessura maior é a tensão do cerra-chapas. Ainda na aba atuam esforços de tração, esforços de atrito que dependem da tensão do cerra-chapas, dos estados das superfícies e dos tipos de lubrificantes. (Bresciani Filho 1997).



**Figura 2.17** – Representação da região da aba onde atuam tensões tangenciais de compressão, que provocam o enrugamento da chapa a estampar (Martins *et al.* 2005).

Na operação de dobragem os esforços são aplicados em duas direções opostas para provocar a flexão e ao mesmo tempo a deformação plástica, mudando assim a forma de uma superfície plana para duas superfícies concorrentes, formando na junção o raio de concordância. Os esforços de conformação concentram-se no raio de concordância, em que na região interna surgem as tensões de compressão e na região externa as tensões de tração (**Figura 2.18**). A eventual fratura da peça ocorre na parte externa e o enrugamento na parte interna.



**Figura 2.18** – Representação das tensões aplicadas na região de dobragem na matriz e no punção (Bresciani Filho 1997).

A fratura na superfície externa poderá ocorrer caso as tensões nessa região ultrapassem o limite de resistência à tração do material da chapa metálica. Na parte interior poderá surgir o enrugamento da chapa devido à ação dos esforços de compressão, em particular em chapas com baixas espessuras. Em suma, obtêm-se maiores níveis de deformação plástica para menores raios de curvatura, maiores espessuras de chapas e maiores ângulos de dobramento.

Devido à recuperação da deformação elástica que ocorre na operação de conformação plástica após remoção das forças aplicadas às ferramentas, o ângulo de dobramento deverá ser superior na operação de conformação do que aquele determinado para a peça a produzir.

Na região lateral atuam tensões de tração que provocam o estiramento das paredes e também tensões de compressão, perpendiculares às superfícies laterais que provocam o afinamento da espessura da parede. Nessa região estão ainda presentes esforços de atrito entre a superfície externa e a matriz e entre a superfície interna e o punção. A existência dos esforços de compressão e de atrito dependem da folga entre a matriz e o punção. Caso a folga seja superior à espessura da chapa na lateral que penetra na cavidade da matriz não ocorrerá efeito de afinamento e de atrito (Bresciani Filho 1997). Poderá ainda ocorrer enrugamento na fase final da operação. Se a folga for demasiado pequena haverá uma solicitação adicional na parede

lateral, aumentando o risco de rotura bem como o desgaste das ferramentas (Martins *et al.* 2005).

Sendo assim é necessária ter em atenção no estabelecimento da folga.

A folga radial,  $J$ , corresponde à distância entre o punção e a matriz, geralmente superior à espessura nominal da chapa. O valor selecionado para a estampagem apoia-se em expressões empíricas. Segundo Oehler e Kaiser, a folga radial pode ser obtida segundo a seguinte expressão:

$$J = h_{max} + k\sqrt{10 \cdot h_0} \quad (1)$$

, sendo  $J$ , a folga radial,  $h_{max}$  e  $h_0$  a espessura máxima considerando as tolerâncias dimensionais e a espessura nominal, respetivamente e  $k$  um parâmetro do material, sendo 0,07 para os aços (Martins *et al.* 2005).

Para além da folga, o raio da matriz influencia o processo de embutidura. Em suma, a diminuição do raio da matriz tem como consequências o aumento do coeficiente limite de estampagem, maior redução da espessura da chapa, aumento do desgaste das ferramentas e aumento da força de estampagem (Martins *et al.* 2005). Mais adiante procede-se à análise da influência do raio no desgaste da ferramenta.

## 2.7 Ferramentas

### 2.7.1 Ferramentas combinadas

As ferramentas combinadas permitem efetuar várias operações tais como estampagem, corte da chapa metálica, puncionamento de furos no interior da peça e arrombamento da superfície numa única descida da corredeira.

A utilização desta ferramenta permite suprimir ferramentas adicionais na produção de uma determinada peça, contudo tem um custo mais elevado do que as ferramentas de estampagem convencional. São utilizadas em grandes produções.

Uma vez que todas as operações são realizadas simultaneamente, sem movimento da chapa, a peça final apresenta uma boa reprodutividade das dimensões da peça (Duarte *et al.* 2003).

### 2.7.2 Ferramentas progressivas

Quando a peça exige várias operações de estampagem, de corte e de puncionamento utilizam-se as ferramentas progressivas. Nestas ferramentas, as operações são sequenciais à medida que a chapa metálica é introduzida na prensa. A banda metálica é deslocada entre cada descida da corredeira. A cada descida da corredeira, diferentes operações são efetuadas em simultâneo contudo em diferentes peças que se encontram em estádios diferentes de fabrico. A peça é produzida progressivamente, mantendo-se agarrada à banda até à última operação da ferramenta, onde se efetua o corte exterior.

O custo da ferramenta progressiva é bastante elevado tendo em conta os vários elementos que a constituem e a precisão da montagem exigida. Estas ferramentas destinam-se a médias e grandes séries (Santos *et al.* 2005).

### 2.7.3 Ferramentas “Transfer”

As ferramentas *transfer* efetua uma sucessão de diferentes operações em várias ferramentas colocadas na mesma prensa, denominada prensa *transfer*. A chapa metálica entra na primeira etapa onde é efetuado o corte e outra operação em conjunto. Por meio de pinças a chapa é transferida de posto em posto para ser submetida a diferentes operações de conformação. As prensas para estas ferramentas são concebidas especialmente para este tipo de utilização. O custo destas é bastante elevada, sendo utilizado para grandes produções (Santos *et al.* 2005).

## 2.8 Atrito

O atrito é um fenómeno muito importante que surge nas interfaces onde existe movimento relativo entre o material e as ferramentas. Usualmente o atrito é um fenómeno indesejável, uma vez que exige maior forças para efetuar as operações, afeta o acabamento superficial da peça e provoca desgaste na ferramenta. Porém em algumas aplicações, como é o caso do *deep-drawing*, a força de atrito é necessária para controlar o fluxo do material de chapa metálica ao entrar na matriz. No entanto, um elevado atrito conduz à fratura da chapa metálica e desgaste da ferramenta, sendo necessário um controlo rigoroso (Gåård 2008).

As principais variáveis que influenciam o atrito são as características mecânicas dos materiais em contacto, as rugosidades das superfícies em contato, geometria das ferramentas, velocidade relativa entre as superfícies em contacto e as características do lubrificante.

O coeficiente de atrito,  $\mu$ , é definido pelo quociente entre a força tangencial necessária para realizar o movimento relativo entre as duas superfícies,  $F$ , e a força normal aplicada entre as mesmas superfícies,  $P$ :

$$\mu = \frac{F}{P} = \frac{\sum_i \tau_r \cdot A_{ri}}{\sum_i p_r \cdot A_{ri}} = \frac{\tau_r}{p_r} \quad (2)$$

, sendo que  $\tau_r$  a tensão de corte real,  $p_r$  a pressão real de contacto entre as rugosidades e  $A_{ri}$  a área real de contacto.

A utilização dos lubrificantes reduz o atrito e conduz a pressões de contacto menores, diminuindo o desgaste das superfícies. Os lubrificantes atuam ainda como agentes de separação entre as superfícies, evitando as microsoldaduras locais e consequente o desgaste por abrasão. Dependendo do modo como atuam ao nível da interface de contacto distinguem-se três regimes de lubrificação: lubrificação hidrodinâmica, lubrificação de fronteira e lubrificação mista.

No regime de lubrificação de fronteira a força normal é suportada pelas superfícies em contacto que são revestidas com uma fina camada de lubrificante. Dependendo da espessura e da resistência do lubrificante, o valor do coeficiente de atrito varia entre 0,1 e 0,4.

Relativamente à lubrificação mista, uma porção significativa da força normal é suportada pelo contacto físico das superfícies de contacto revestidas com uma camada de lubrificante, como sucede na lubrificação de fronteira. A restante força através de um filme lubrificante.

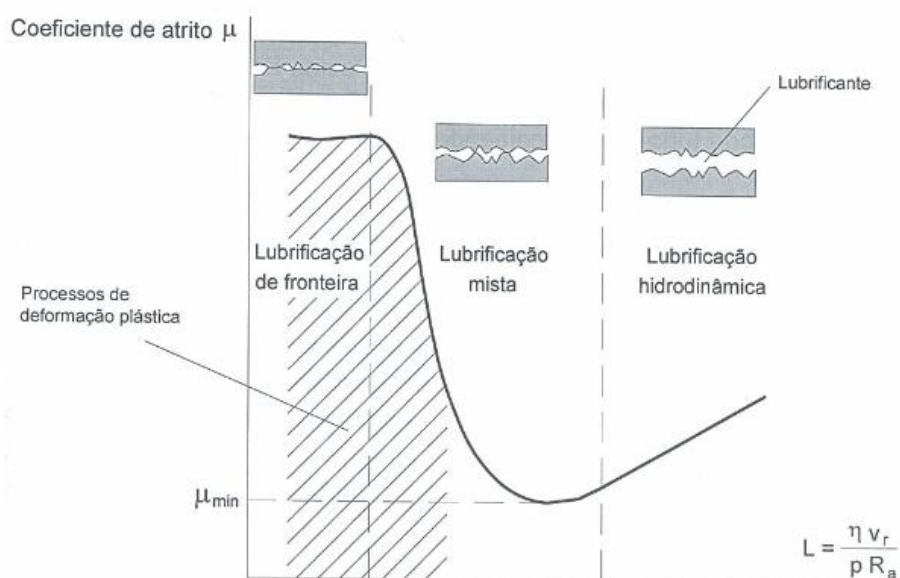
Por fim, na lubrificação hidrodinâmica, as superfícies estão completamente separadas por uma película de lubrificante com uma ordem de grandeza superior às rugosidades das superfícies, eliminando o contacto direto.

O regime de lubrificação mais usual na conformação plástica é a lubrificação mista.

Na **Figura 2.19** está representada a curva de Stribeck onde é observado a evolução do coeficiente de atrito em função de um parâmetro que caracteriza o regime de lubrificação, denominado número de lubrificação ( $L$ ) e definido através da seguinte equação:

$$L = \frac{\eta \cdot v_r}{p \cdot R_a} \quad (3)$$

, em que  $\eta$  é a viscosidade do lubrificante à temperatura ambiente,  $v_r$  a velocidade relativa entre as superfícies,  $p$  a pressão média nominal de contacto e  $R_a$  a rugosidade combinada das duas superfícies (Martins *et al.* 2005).



**Figura 2.19** – Curva de Stribeck (Martins *et al.* 2005).

## 2.9 Análise do desgaste

As indústrias automóveis têm implementado ligas de elevada resistência e baixo peso tal como as ligas de alumínio e magnésio e aços de alta resistência – AHSS para produção de componentes e estruturas dos automóveis. Os aços AHSS apresentam elevada resistência e capacidade de resistência ao choque comparativamente com os aços macios e baixo custo quando comparados com as ligas de alumínio e magnésio (Cora *et al.* 2009).

Tendo em conta a elevada dureza superficial e elevada tensão limite de elasticidade dos aços AHSS, a operação de conformação plástica requer forças de conformação mais elevadas por períodos de tempo mais longos, resultando num aumento da pressão de contacto entre a chapa metálica e a ferramenta (Wang *et al.* 2011). Existe uma correlação entre a pressão de contacto e o desgaste (Pereira *et al.* 2013). Por conseguinte há um aumento do desgaste da ferramenta e do mecanismo de escoriação. Os problemas de desgaste são bastante dispendiosos tendo em conta que é necessário materiais resistentes ao desgaste e revestimentos, aumento das paragens na produção e manutenção das ferramentas bem como fraca qualidade na superfície final e na precisão da geometria. Sendo assim, uma previsão do tempo de vida de ferramenta é fundamental (Pereira *et al.* 2008).

## Análise do desgaste em ferramenta de estampagem

Com o objetivo de aumentar o tempo de vida da ferramenta, diminuir o tempo de manutenção e aumentar a produtividade surgiu a necessidade de analisar o desgaste de uma ferramenta de estampagem, apresentando alternativas de materiais de ferramenta, revestimentos e lubrificantes (Cora *et al.* 2009).

Contudo o desgaste é uma resposta complexa do sistema e não uma propriedade individual do material ou um único mecanismo físico. Existem inúmeras relações empíricas na literatura que descrevem o desgaste adesivo e abrasivo no contacto de deslizamento em função das condições de contacto. Isto inclui equações apresentadas por Rhee em 1970, Bayer em 1993 e Archard em 1953 em que o desgaste é formulado através de uma equação empírica:

$$W = K L^m S^n \quad (4)$$

, em que a taxa de desgaste (W) é função da carga normal (L), da distância de deslizamento (S) e do coeficiente de desgaste (K), sendo m e n constante empíricas.

A constante m apresenta valores entre 2-3, e n valores típicos menores que a unidade. A relação de potência entre o desgaste (W) e a carga normal (L) em que o expoente é maior que a unidade, sugere que as cargas máximas poderão ter uma grande influência na resposta ao desgaste. Recentes resultados comprovam que a taxa de desgaste é muito sensível à máxima pressão de contacto (Pereira *et al.* 2008).

Por conseguinte, para o sistema a ser analisado é essencial a determinação das condições de contacto, em particular a pressão de contacto e a distância de deslizamento para a estimativa do desgaste e o tempo de vida da ferramenta (Pereira *et al.* 2010).

Para o processo de estampagem, em particular para o processo de *deep drawing*, o desgaste ocorre no raio da matriz que usualmente apresenta uma secção circular com um ângulo de 90°.







## 3 Materiais selecionados e comportamento mecânico

Os materiais de chapa metálica selecionados para o estudo de conformação plástica foram um aço macio – DC 04, aço de elevada resistência de baixo teor de liga – HSLA 420, aço de fase dupla – DP 600 e aço martensítico – 1200 M.

O aço DC 04 é o aço de chapa usualmente utilizado na conformação plástica. Quanto ao aço HSLA 420 foi selecionado uma vez que é utilizado para componentes automóveis de elevada resistência e componentes em que há interesse em estudar-se. Outra razão é o facto de este aço já ter sido estudado na temática de tribologia. Relativamente ao aço DP 600, este é o aço utilizado na literatura de problemas de desgaste, sendo utilizado como termo de comparação. Por fim, o aço 1200 M foi escolhido uma vez que apresenta propriedades de resistência muito superiores em relação aos outros.

Para proceder à análise dos processos de conformação plástica é necessário caracterizar o comportamento plástico dos materiais de chapa. Para isso utiliza-se modelos constitutivos que reproduzem esses comportamentos através de equações matemáticas. É ainda necessário caracterizar o comportamento mecânico do material de ferramenta.

### 3.1 Leis Constitutivas

O encruamento está associado a um critério de plasticidade. Este corresponde à expansão uniforme da superfície de plasticidade mantendo a posição do centro da superfície inalterada.

As leis de encruamento comportam-se de acordo com a evolução da dimensão da superfície de plasticidade caracterizada pela tensão equivalente  $\sigma_Y$ , em função da evolução das variáveis internas do material. Ao longo dos tempos, vários autores propuseram diferentes equações referentes às leis de encruamento, entre as quais se destacam as seguintes:

- (i) Ludwik, em 1909;
- (ii) Hollomon, em 1944;
- (iii) Swift, em 1947;
- (iv) Voce, em 1948;

- (v) Johnson-Cook, em 1983;
- (vi) Gavrus, em 1996.

### 3.1.1 Lei de Swift

A lei Swift é a mais apropriada para descrever o comportamento de materiais que exibam encruamento isotrópico sem saturação, pré-deformados ou laminados a frio. O crescimento rápido inicial da tensão encontra-se deslocado  $\varepsilon_0$  no eixo da deformações e a curva inicia-se na tensão de cedência. A lei de Swift é traduzida na seguinte equação:

$$\sigma = k \cdot (\varepsilon_0 + \varepsilon)^n \quad (5)$$

Os valores  $k$ ,  $n$  e  $\varepsilon_0$  são constantes do material, em que  $k$  corresponde ao coeficiente de resistência,  $n$  é o coeficiente de encruamento,  $\varepsilon_0$  é a pré-deformação. Os parâmetros  $\varepsilon$  e  $\sigma$  correspondem à deformação real e à tensão real respetivamente.

Baseado em resultados experimentais, conclui-se que a lei de Swift descreve melhor comportamento mecânico para os aços do que para as ligas de alumínio.

### 3.1.2 Lei de Voce

A lei de Voce é a mais adequada para descrever o comportamento de materiais que apresentem encruamento isotrópico com saturamento, contrariamente à lei de Swift. A lei de Voce é traduzida pela seguinte equação:

$$\sigma = A + B \cdot [1 - e^{-C \cdot \varepsilon}] \quad (6)$$

,em que  $A$ ,  $B$  e  $C$  são constantes do material, obtidas através do ajuste da curva tensão/deformação dos dados experimentais obtidos no ensaio de tração uniaxial. A equação prevê que a tensão de cedência se aproxime de uma assíntota,  $\sigma_0$ , para maiores deformações.

Relativamente ao comportamento mecânico, a lei de Voce adapta-se melhor para as ligas de alumínio do que para o aço, contrariamente com o que sucede à lei de Swift.

## 3.2 Propriedades mecânicas e curvas características dos materiais

No processo de conformação plástica os materiais, tanto da chapa metálica como da ferramenta, desempenham uma grande influência no estudo do desgaste da ferramenta. Na presente dissertação irão ser analisados quatro tipos de materiais metálicos de ferramenta (D2, Caldie, Vanadis 4 e Sleipner) e diferentes tipos de materiais de chapa metálica tais como aço macio (DC 04), aço fase dupla (DP 600), aço de martensítico (1200 M) e aço de elevada resistência microligados (HSLA 420).

Na **Tabela 3.1** e **Tabela 3.2** estão descritas as propriedades dos materiais da chapa metálica e dos materiais de ferramenta.

**Tabela 3.1** – Propriedades mecânicas dos materiais de chapa metálica (SSAB 2017).

	<i>Material de chapa</i>			
	DC 04	DP 600	HSLA 420	1200 M
<b>Módulo de Elasticidade - E</b> (GPa)	210	210	210	210
<b>Coefficiente de Poisson – <math>\nu</math></b>	0.3	0.3	0.3	0.3
<b>Massa específica - <math>\rho</math></b> (kg/m <sup>3</sup> )	7800	7800	7800	7800
<b>Tensão de Cedência - <math>R_e</math></b> (Mpa)	210	443	417	1114
<b>Tensão de Ruptura - <math>R_m</math></b> (Mpa)	336	640	475	1309
<b>Extensão após ruptura</b> (%)	38	16.65	28	4

**Tabela 3.2** – Propriedades mecânicas dos materiais de ferramenta (Ramada 2017b).

	<i>Material de ferramenta</i>			
	D2	Caldie	Vanadis 4	Sleipner
<b>Módulo de Elasticidade - E</b> (GPa)	210	210	210	210
<b>Coefficiente de Poisson - <math>\nu</math></b>	0.3	0.3	0.3	0.3
<b>Massa específica - <math>\rho</math></b> (kg/m <sup>3</sup> )	7700	7820	7700	7730

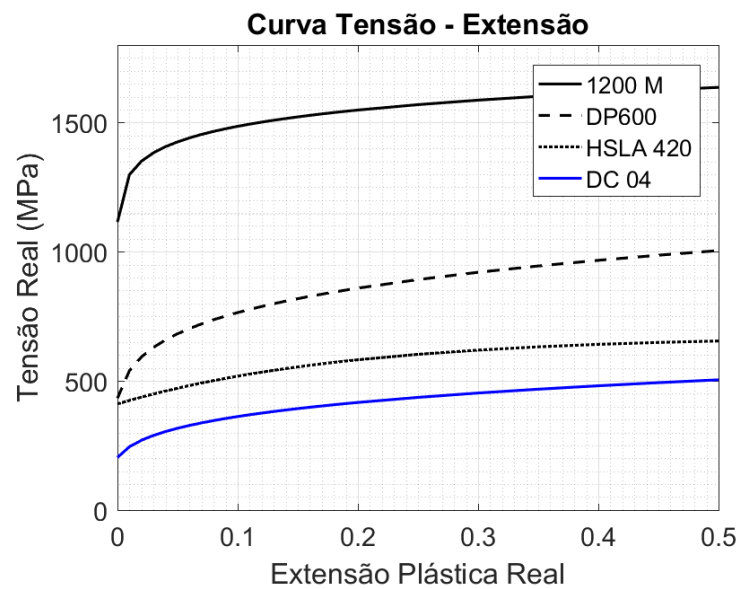
Para caracterizar o comportamento dos materiais na conformação plástica irei utilizar a lei de Swift para os materiais DP600, 1200 M e DC 04. Para o material HSLA 420 irei utilizar a lei de Voce, uma vez que a lei de Swift não se adequa.

Na **Tabela 3.3** encontram-se os parâmetros da lei de Swift e da lei de Voce utilizados para a caracterização dos aços estudados.

**Tabela 3.3** – Parâmetros da lei de Swift e lei de Voce.

	<i>Lei de Swift</i>			<i>Lei de Voce</i>	
	DC 04	DP 600	1200 M	HSLA 420	
<b>K</b>	582.4	1130.6	1705.9	<b>A</b>	410.7
$\epsilon_0$	0.0072	0.0039	0.0009	<b>B</b>	262.504
<b>n</b>	0.213	0.173	0.060	<b>C</b>	5.2609

Para uma melhor compreensão do comportamento dos materiais, na **Figura 3.1** está representado a curva tensão-extensão caracterizada dos materiais em estudo, utilizando os parâmetros caracterizados na tabela anterior. No anexo A, B, C e D encontram-se descritos os valores da curva tensão-extensão para cada material.



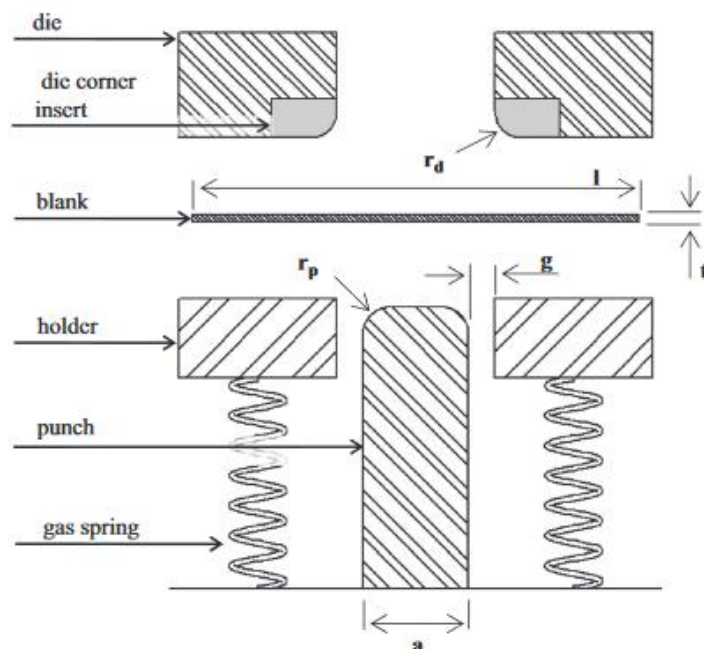
**Figura 3.1** – Caracterização dos diferentes materiais pela lei de Swift e lei de Voce.

## 4 Modelação numérica do processo de conformação plástica

O fenómeno de desgaste no processo de conformação plástica é um assunto cada vez mais importante na indústria automóvel, uma vez que causa alterações na qualidade e geometria do produto final bem como aumento dos custos de manutenção. Nesta dissertação será proposta a formulação de um modelo numérico que recrie as condições de desgaste no processo de *deep-drawing*. Em primeira instância é determinada a pressão de contacto entre a interface matriz/chapa através do ABAQUS efetuando o comando CPRESS (ver Anexo E).

### 4.1 Modelo de elementos finitos

O modelo utilizado é ilustrado na **Figura 4.1**.



**Figura 4.1** – Geometria da ferramenta no processo de *deep-drawing* (Pereira *et al.* 2013).

Na **Tabela 4.1** estão descritos as principais dimensões da ferramenta. Tanto a matriz como o punção apresentam uma largura correspondente a 26 mm.

**Tabela 4.1** – Dimensões da ferramenta (Pereira *et al.* 2013).

<b>Comprimento do punção</b>	$a$	30 mm
<b>Comprimento da chapa</b>	$l$	150 mm
<b>Folga ferramenta/chapa</b>	$c=(g-t)$	0.1 mm
<b>Raio do punção</b>	$r_p$	5 mm

As variáveis a serem estudada são o raio da matriz e a espessura da chapa metálica. Na **Tabela 4.2** estão apresentados os diferentes raios do punção e espessuras da chapa consideradas.

**Tabela 4.2** – Características dos modelos. (a) variável raio da matriz; (b) variável espessura da chapa metálica.

<b>a</b>		<b>b</b>	
<b>Modelo</b>	$r_m$	<b>Modelo</b>	$t$
<b>CR5</b>	5 mm	<b>t2</b>	2 mm
<b>CR10</b>	10 mm	<b>t4</b>	4 mm
<b>CR15</b>	15 mm	<b>t6</b>	6 mm

Para cada modelo da variável raio da matriz (CR5, CR10 e CR15) irá estudar-se o desgaste da ferramenta mantendo a mesma espessura de chapa, 2 mm. Da mesma maneira, para cada modelo da variável espessura da chapa (t2, t4 e t6), o raio da matriz mantém se contante no valor de 5 mm. Inicialmente o material de chapa metálica considerado é o DP 600. Posteriormente compara-se entre os materiais 1200 M, HSLA 420 e DC 04.

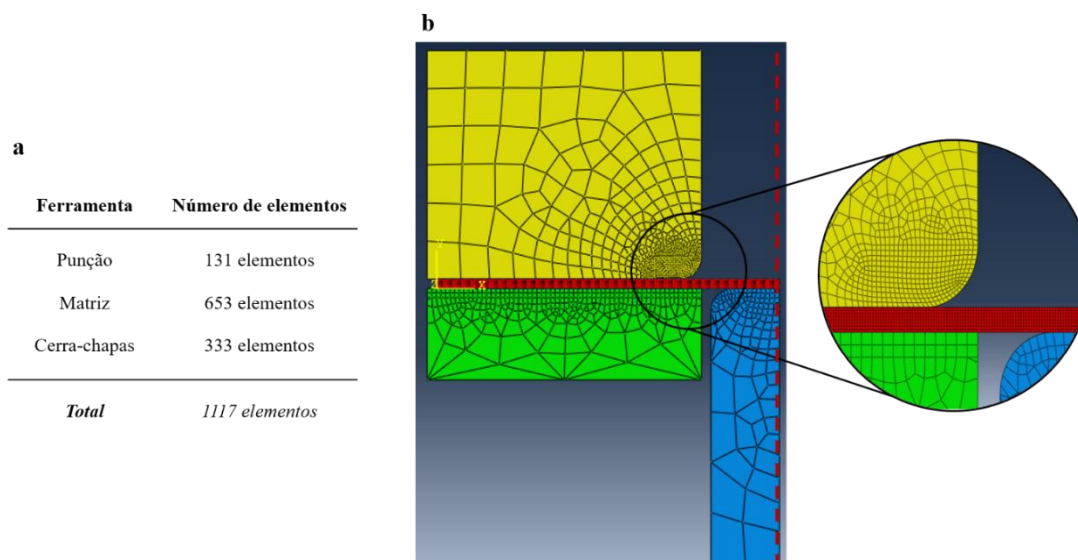
## 4.2 Modelo numérico 2D

Para simplificação do problema de análise de desgaste do processo de *deep-drawing* efetua-se a análise numérica do modelo 2D. Tendo em conta a simetria do modelo, apenas metade do modelo real será considerado.

Os quatro elementos do modelo: matriz, punção, cerra-chapas e chapa são discretizados usando elementos sólidos deformáveis de 4 nós com integração reduzida (CPE4R). A chapa metálica tem um comportamento elasto-plástico, enquanto que os restantes elementos apresentam um comportamento unicamente elástico.

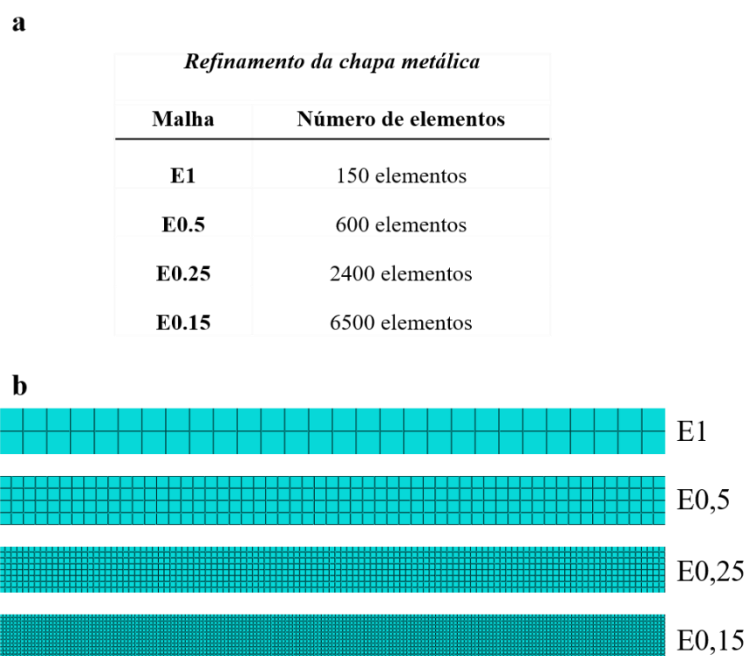


A malha da matriz é significativamente refinada na região do raio, usando elementos sólidos deformáveis de 3 nós (CPE3), apresentando uma discretização de 279 elementos. Na restante zona é discretizado usando 4 nós com integração reduzida, apresentando 374 elementos, perfazendo no total 653 elementos. Na **Figura 4.2a-b** ilustra o número de elementos que constituem as ferramentas e o modelo utilizado para a simulação.



**Figura 4.2** - Modelo da malha de elementos finitos utilizado na simulação numérica. (a) número de elementos da malha das ferramentas; (b) detalhe do refinamento da malha no raio da matriz.

Inicialmente estuda-se a influência do refinamento da malha de elementos finitos da chapa metálica nos resultados das simulações. A chapa metálica tem uma discretização que apresenta um tamanho de malha de 1, 0,5, 0,25, 0,15 correspondendo às designações de E1, E0,5, E0,25 e E0,15 respetivamente. O número de elementos que constitui a chapa depende do tipo de malha utilizada, representado na **Figura 4.3a-b**.



**Figura 4.3** – Refinamento da chapa metálica dos modelos numéricos. (a) número de elementos da malha; (b) representação da malha utilizada.

As condições de fronteira aplicadas no modelo numérico são de simetria no eixo Ox no punção e chapa, velocidade na componente vertical do punção de 1000 mm/s, encastramento na matriz, impedimento do movimento na direção x no cerra-chapa e aplicação de carga localizada aplicada na base do cerra-chapas.

As interações entre a chapa metálica e as ferramentas são definidas utilizando a relação “*hard contact*” para o comportamento na direção normal e usando formulação de fricção isotrópica na direção tangencial, com um coeficiente de fricção de 0,15.

Para as simulações considerou-se que está se encontra concluída quando o punção se desloca 50 mm na direção vertical. A obtenção dos resultados da simulação numérica utiliza a análise dinâmica explícita utilizando *Abaqus Version 6.13-1*.

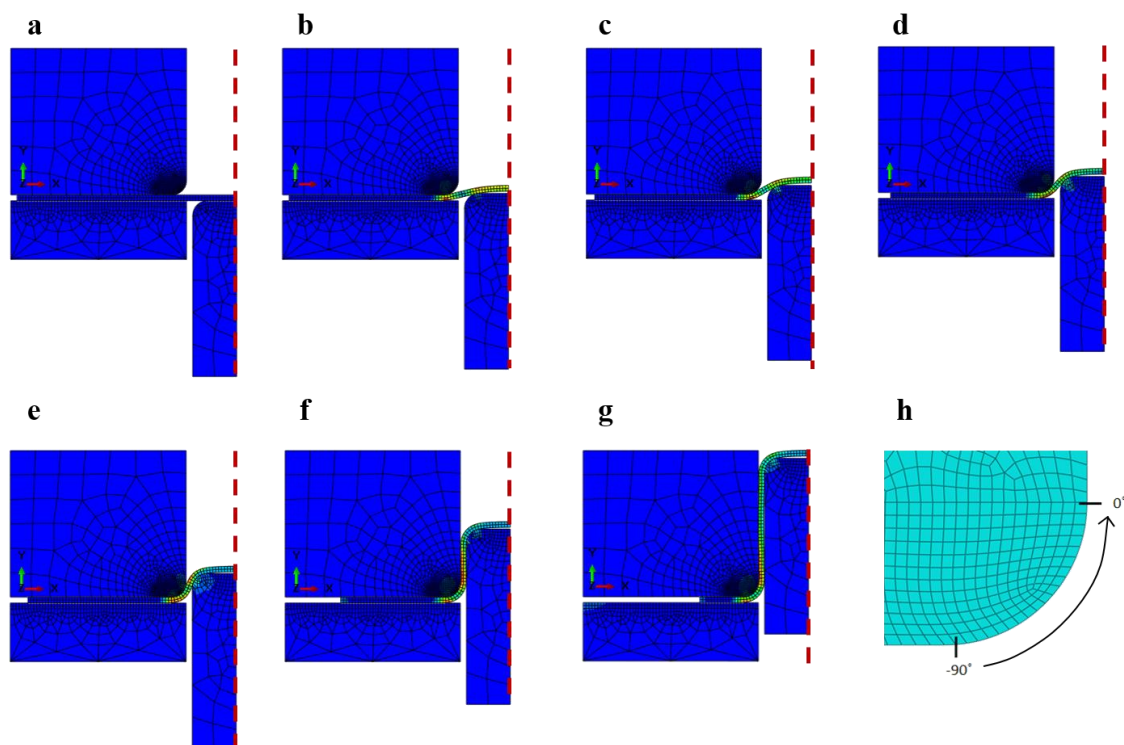
### 4.2.1 Discretização do modelo

Ao longo da conformação plástica da chapa metálica são retirados dados relativos da pressão de contacto aplicada na matriz ao longo do deslocamento do punção (Anexo E). O tempo de computação para as diferentes malhas utilizadas está representado na **Tabela 4.3**.

**Tabela 4.3** – Tempo total de CPU para os diferentes modelos de malha.

	Tempo total de CPU
<b>E1</b>	553.1
<b>E0.5</b>	666.6
<b>E0.25</b>	1261
<b>E0.15</b>	4869.6

Para compreender melhor o comportamento do ensaio *deep-drawing*, o sistema chapa/matriz está representado esquematicamente ao longo do deslocamento do punção (**Figura 4.4a-h**).



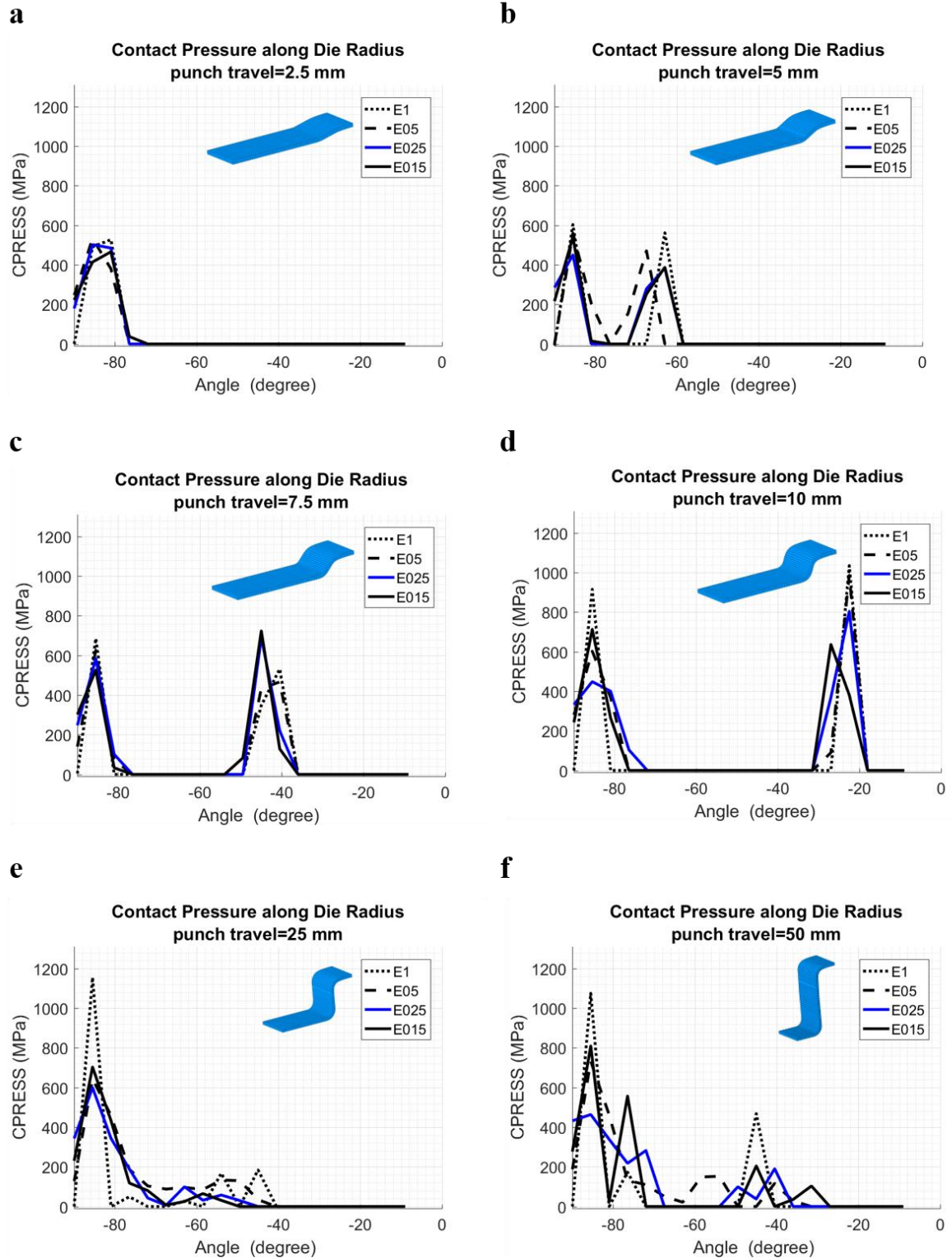
**Figura 4.4** – Etapas do processo de *deep-drawing* para diferentes deslocamentos do punção. (a) 0 mm; (b) 2,5 mm; (c) 5 mm; (d) 7,5 mm; (e) 10 mm; (f) 25 mm; (g) 50 mm; (h) representação do eixo de referência para o ângulo no raio da matriz.

Seguidamente procedeu-se à análise da relação entre a discretização da malha e a pressão de contacto dos modelos E1, E0,5, E0,25 e E0,15 (**Figura 4.5**). Todos os modelos apresentam um raio de matriz de 5 mm e uma espessura de chapa metálica de 2 mm do material DP 600.

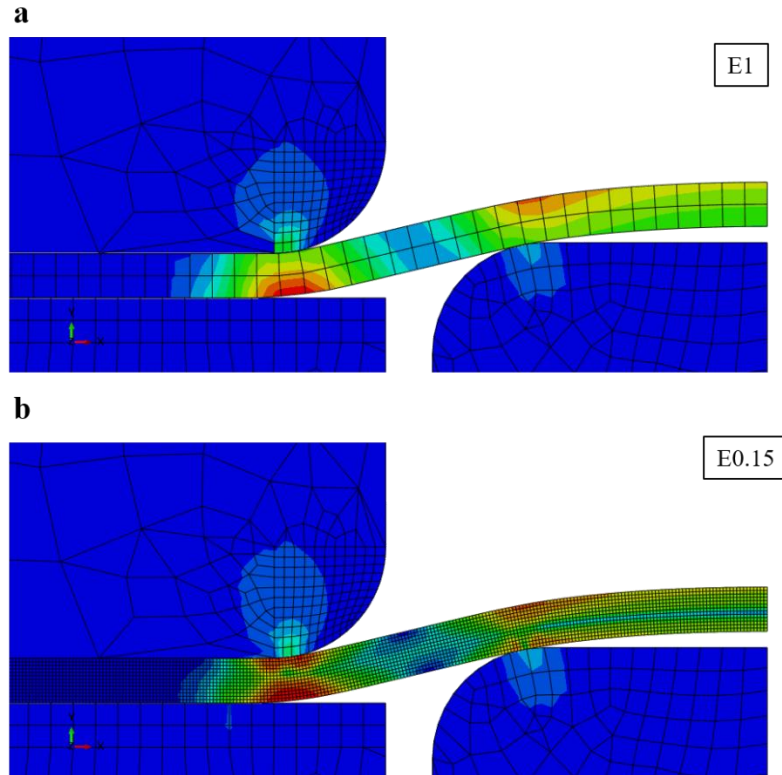
A pressão de contacto vai ser estudado ao longo do raio da matriz e para determinados deslocamentos do punção. A escolha dos deslocamentos do punção tem como principal objetivo representar as diferentes respostas da pressão de contacto que ocorre durante o processo de *deep-drawing*. Para além disso e com a finalidade de comparar os resultados, a escolha dos deslocamentos de punção foi baseada na literatura (Pereira *et al.* 2008). Em particular, foram analisados deslocamentos de punção entre 0 a 50 mm.

Em todos os gráficos é visível a ocorrência de oscilações decrescentes em amplitude com o aumento do refinamento da malha (**Figura 4.5 a-e**). Tal situação é de esperar uma vez que com o refinamento da malha a pressão de contacto irá ser distribuída por um número maior de nós, diminuindo o valor da pressão (CPRESS) nodalmente. Este efeito está ilustrado na **Figura 4.6 a-b**, tomando como exemplo o modelo E1, em que a pressão de contacto é feita unicamente em dois nós, enquanto que no modelo E0,15 é feito em diversos nós. Relativamente aos picos de pressão, embora haja ligeiros desvios, todos eles seguem o mesmo padrão, independentemente do refinamento da malha e da pressão de contacto.

Os modelos E0,25 e E0,15 apresentam um comportamento similar, permitindo concluir que o aumento do refinamento da chapa metálica para além dos estudados não irá concluir informação adjacente. Tendo em conta o aumento do tempo de CPU, irei optar pelo modelo E0,25 para o estudo do comportamento do desgaste da ferramenta.

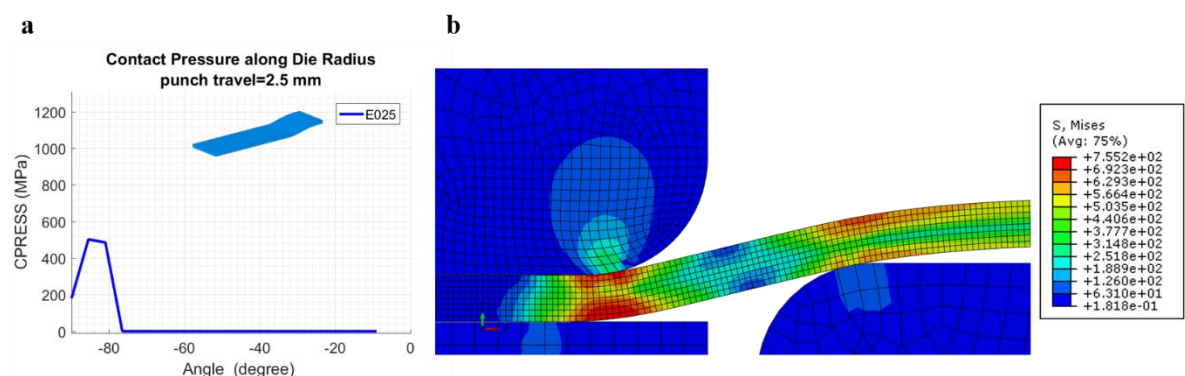


**Figura 4.5** – Evolução da pressão de contacto dos modelos E1, E0,5, E0,25 e E0,15 ao longo do raio da matriz para diferentes deslocamentos do punção: (a) 2,5 mm; (b) 5 mm; (c) 7,5 mm; (d) 10 mm; (e) 25 mm; (f) 50 mm.



**Figura 4.6** - Influência do refinamento da malha da chapa metálica no contacto entre chapa metálica e matriz: (a) tamanho da malha da chapa metálica de 1 (modelo E1); (b) tamanho da malha da chapa metálica de 0,15 (modelo E0,15).

Para melhor compreensão da pressão de contacto entre a chapa metálica e a matriz foi analisado detalhadamente o comportamento da pressão de contacto para cada deslocamento, do modelo E0,25. Observando a **Figura 4.7a**, concluímos que para um deslocamento do punção de 2,5 mm há um único pico da pressão de contacto (CPRESS) situado  $-85,5^\circ$ , com um valor de 502 MPa. Após  $-81^\circ$  a pressão de contacto toma valores nulos. Este comportamento está ilustrado na **Figura 4.7b**, onde há contacto directo entre a chapa metálica e a matriz no início do raio desta, seguindo-se uma zona de não contacto.



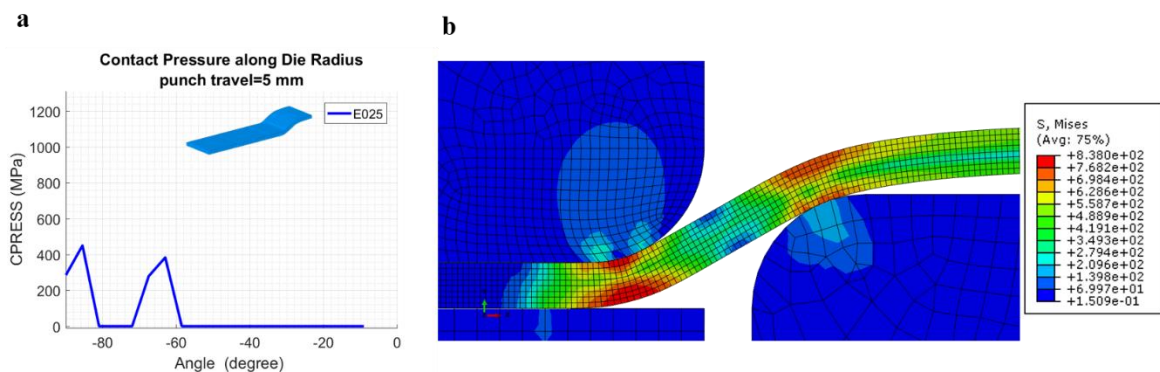
**Figura 4.7** – Análise do deslocamento do punção 2,5 mm. (a) evolução da pressão de contacto ao longo do raio da matriz; (b) detalhe do contacto entre chapa metálica e matriz na simulação numérica.

Para um deslocamento do punção de 5 mm são observados dois picos de pressão de contacto (**Figura 4.8a**), contrariamente com o que acontecia anteriormente. O primeiro pico de pressão de contacto localiza-se a  $-85,5^\circ$  e tem um valor de 450 MPa. Após o ângulo de  $-81^\circ$  a CPRESS toma valores nulos até um ângulo de  $-72^\circ$ . Posteriormente a pressão de contacto atinge um



segundo pico ligeiramente inferior ao primeiro, 383 MPa situado a  $-63^\circ$ . Por fim, a  $-58,4^\circ$  a pressão toma novamente valores nulos.

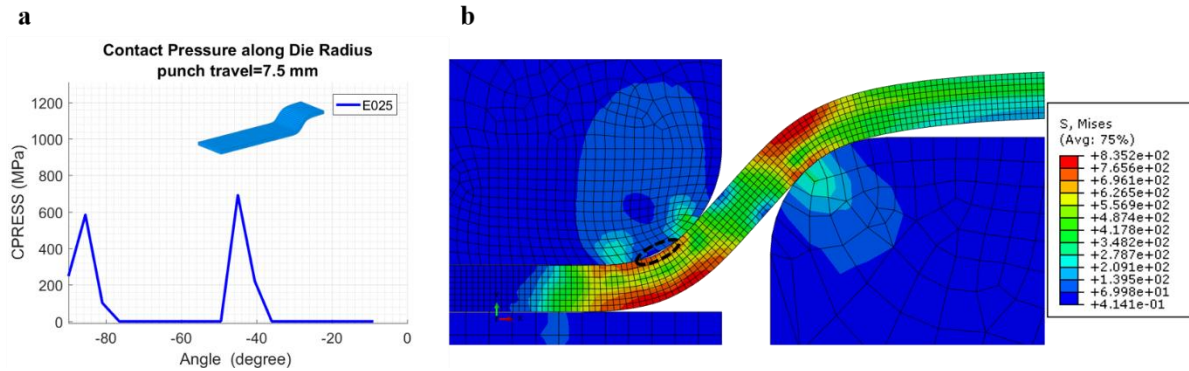
Analisando a **Figura 4.8b** são visíveis dois picos de tensão máxima aplicável, localizados na zona onde foram constatados os picos de pressão de contacto. Notoriamente, a tensão máxima aplicável no primeiro pico é ligeiramente superior à do segundo pico, o que está em concordância com o gráfico ilustrado na **Figura 4.8a**. É de notar que a **Figura 4.8b**, ilustrativa da tensão de Mises, está relacionada com a localização dos picos da pressão de contacto, contudo não está relacionada com os valores numéricos da pressão de contacto. Apesar de não ser perceptível a interrupção do contacto direto entre a chapa metálica e a ferramenta é verificada uma zona em que a tensão máxima aplicável apresenta valores muito baixos da gama de 70 MPa, podendo estar relacionado com a pressão de contacto nula nessa região. Por fim, após o segundo pico da tensão de Mises a chapa metálica deixa de contactar com a matriz, confirmando a zona da pressão de contacto nula.



**Figura 4.8** - Análise do deslocamento do punção 5 mm. (a) evolução da pressão de contacto ao longo do raio da matriz; (b) detalhe do contacto entre chapa metálica e matriz na simulação numérica.

Relativamente à análise da pressão de contacto para um deslocamento do punção de 7,5 mm (**Figura 4.9a**), são observados dois picos de pressão de contacto tal como previamente. O primeiro pico da pressão situa-se a  $-85,5^\circ$  e tem um valor de 584 MPa. Segue-se uma zona de pressão de contacto nula compreendida entre  $-76,5^\circ$  a  $-49,5^\circ$ , voltando a atingir um novo pico de pressão a  $-45^\circ$  no valor de 692 MPa. Finalmente a  $-36^\circ$  a pressão de contacto volta a ser nula. Tal como anteriormente, o primeiro pico de pressão de contacto localiza-se no mesmo nó ( $-85,5^\circ$ ) variando ligeiramente em relação aos valores numéricos, condição verificada também para o deslocamento do punção de 2,5 mm. Relativamente ao segundo pico este aumenta. É também observado um aumento da zona de pressão nula e consequentemente um deslocamento do segundo pico.

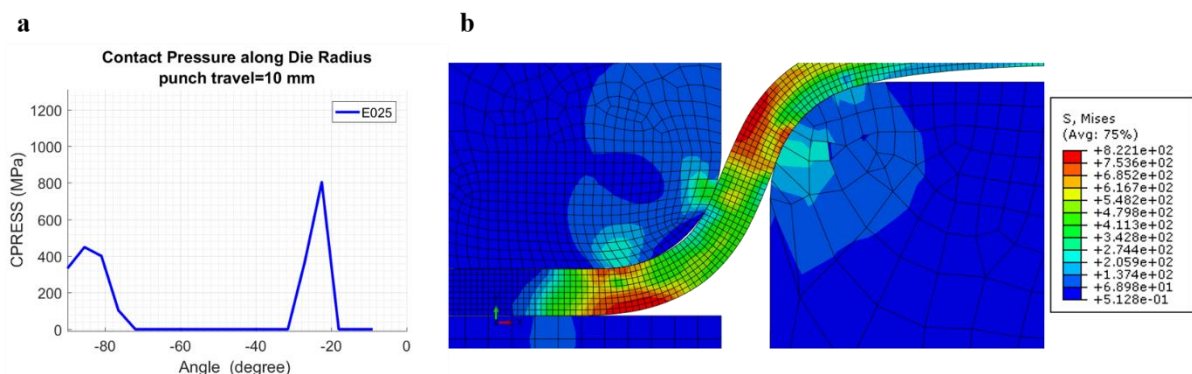
Analisando a **Figura 4.9b**, são visualizado dois picos de tensão Mises, em que o segundo pico apresenta um valor superior ao primeiro pico, notificado pelo esquema de cores. Entre os picos da tensão máxima aplicável é visível a interrupção do contacto direto entre a chapa e a matriz, correspondendo à zona da pressão de contacto nula (zona representada a tracejado).



**Figura 4.9** - Análise do deslocamento do punção 7,5 mm. (a) evolução da pressão de contacto ao longo do raio da matriz; (b) detalhe do contacto entre chapa metálica e matriz na simulação numérica.

A evolução da pressão de contacto para um deslocamento do punção de 10 mm (**Figura 4.10a**) apresenta dois picos de pressão de contacto. O primeiro pico localiza-se entre a  $-85,5^\circ$  no valor de 449 MPa. Segue-se uma zona de não contacto, resultando em pressões nulas entre  $-72^\circ$  a  $-31,5^\circ$ . Esta zona é visualizada a tracejado na **Figura 4.10b**. O segundo pico ocorre a  $-22,5^\circ$  no valor de 804 MPa, apresentando valores superiores ao primeiro pico tal como observado na **Figura 4.10b** através da tensão máxima aplicada nessa região. Após o ângulo de  $-18^\circ$ , a chapa metálica deixa de contactar com a matriz, registando-se assim pressões de contacto nulas.

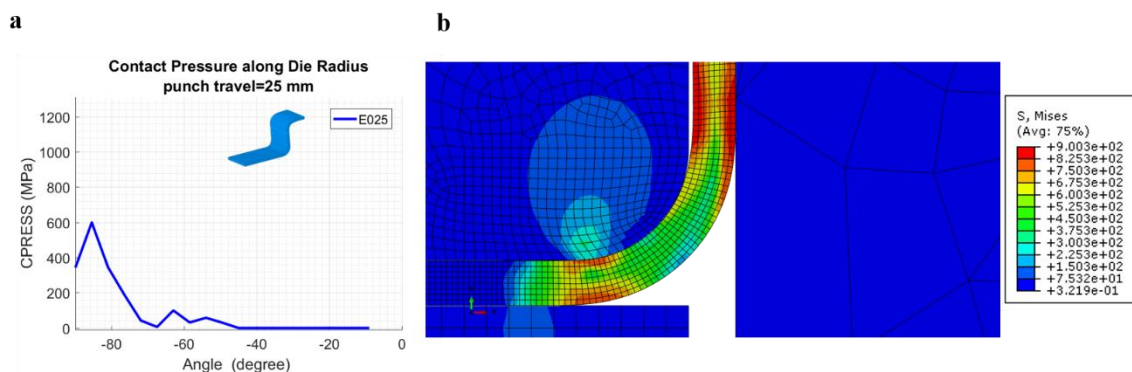
Observando os gráficos da pressão de contacto para os deslocamentos anteriores podemos concluir que a zona de pressão nula entre os picos de pressão tem aumentando à medida que o deslocamento aumenta. A pressão de contacto para o primeiro pico é pouco variável, contudo a pressão de contacto no segundo pico aumenta gradualmente desde 2,5 mm até 10 mm de deslocamento de punção, atingindo o seu valor máximo para o deslocamento do punção de 10 mm.



**Figura 4.10** - Análise do deslocamento do punção 10 mm. (a) evolução da pressão de contacto ao longo do raio da matriz; (b) detalhe do contacto entre chapa metálica e matriz na simulação numérica.

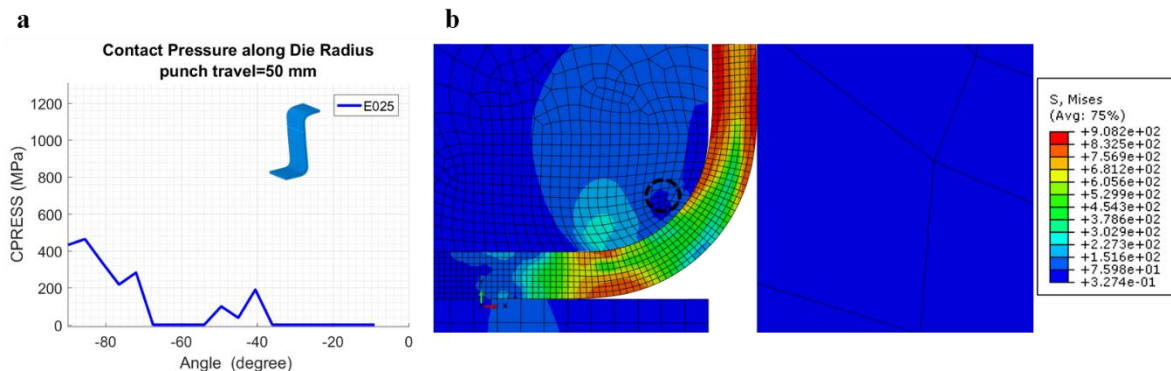
A pressão de contacto para um deslocamento da punção 25 mm (**Figura 4.11a**) apresenta uma evolução contínua sem nenhum intervalo de pressão nula. Esse resultado deve-se ao facto da chapa metálica estar constantemente em contacto com a matriz, contrariamente ao que sucedia nas análises anteriores (**Figura 4.11b**). A pressão de contacto apresenta o valor máximo para o ângulo de  $-85,5^\circ$ , diminuindo progressivamente ao longo do raio da matriz, tal como sucede com a tensão máxima aplicada observado na **Figura 4.11b** através dos gradientes de cores. Apesar da chapa metálica não contactar com a matriz a partir do ângulo  $-27^\circ$ , a pressão nula é verificada a partir do ângulo  $-45^\circ$ . O facto que a pressão de contacto assumir valores nulos antes

que a chapa deixe de contactar com a matriz, é justificado uma vez que a tensão máxima aplicável na chapa apresenta valores muito baixos na gama de 0,3 MPa.



**Figura 4.11** - Análise do deslocamento do punção 25 mm. (a) evolução da pressão de contacto ao longo do raio da matriz; (b) detalhe do contacto entre chapa metálica e matriz na simulação numérica.

Por fim, para o deslocamento do punção máximo 50 mm (**Figura 4.12a**), a pressão de contacto é máxima para  $-85,5^\circ$ , diminuindo progressivamente. Entre o ângulo de  $-72^\circ$  a  $-58,5^\circ$ , a pressão de contacto toma valores nulos, uma vez que a tensão máxima aplicada apresenta valores muito baixos da gama de 0,3 MPa, zona esta destacada a tracejado (**Figura 4.12b**). Seguidamente a pressão de contacto aumenta ligeiramente, porém com valor inferior ao primeiro pico, voltando a diminuir posteriormente até à pressão nula, no ângulo  $-36^\circ$ . Por fim a chapa metálica deixa de contactar com o raio da matriz, correspondendo às pressões de contacto nulas.



**Figura 4.12** – Análise do deslocamento do punção 50 mm. (a) evolução da pressão de contacto ao longo do raio da matriz; (b) detalhe do contacto entre chapa metálica e matriz na simulação numérica.

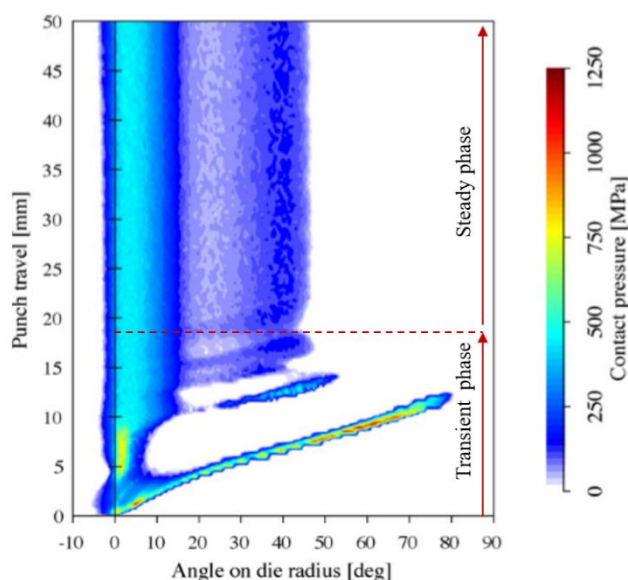
### 4.2.2 Análise da pressão de contacto em função do raio da matriz

Seguidamente procede-se à análise da relação entre o raio da matriz e a pressão de contacto. Para tal são realizadas simulações numéricas para um raio da matriz 5, 10 e 15 mm correspondendo à respetiva nomenclatura de CR5, CR10 e CR15. As pressões de contacto serão estudadas para diferentes deslocamentos do punção (2,5 mm, 5 mm, 7,5 mm, 10 mm, 25 mm e 50 mm). A escolha destes deslocamentos tem como principal objetivo ilustrar as diferentes fases da resposta da pressão de contacto.

Como descrito na literatura (Pereira *et al.* 2008) a resposta da pressão de contacto pode ser dividida em duas fases distintas. É possível distinguir estas fases através da evolução da pressão

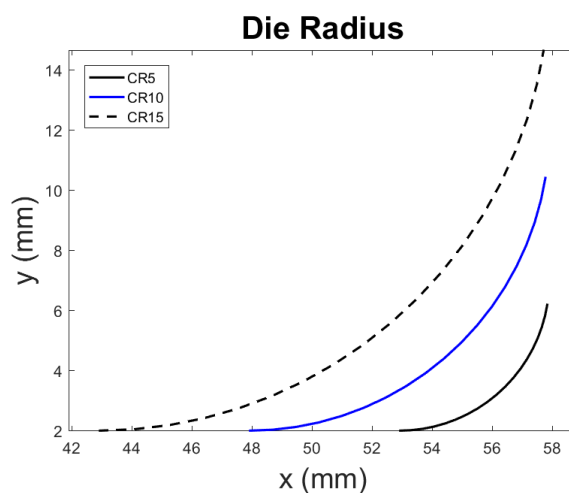


de contacto ao longo do raio, para todos os deslocamentos do punção (**Figura 4.13**). Como representado na **Figura 4.13**, aproximadamente dois terços do processo exibe uma resposta de pressão de contacto constante, compreendida entre o deslocamento do punção de 17 a 50 mm. Esta região é denominada por região estacionária e ocorre ao longo da primeira metade do raio da matriz. Apesar da distribuição constante de pressões de contacto, a chapa metálica experimenta deformações significativas à medida que o punção se desloca. Durante o início do processo *deep-drawing*, entre 0 a 17 mm do deslocamento do punção, a magnitude, localização e distribuição da pressão de contacto ao longo do raio da matriz varia consideravelmente. Essa região é referenciada como região transiente. É caracterizada por severas condições de contacto ao longo do raio da matriz.



**Figura 4.13** – Representação das fases estacionária e transiente (Pereira *et al.* 2008). **Nota:** Na literatura é utilizado um referencial do ângulo do raio da matriz diferente do utilizado ao longo da dissertação. 0° deste gráfico corresponde ao -90° e o 90° ao 0°.

Na **Figura 4.14** estão ilustrados os diferentes raios da matriz. Relativamente à espessura da chapa metálica esta mantém-se constante, no valor de 2 mm. Irá considerar-se em primeira instância o aço DP 600.

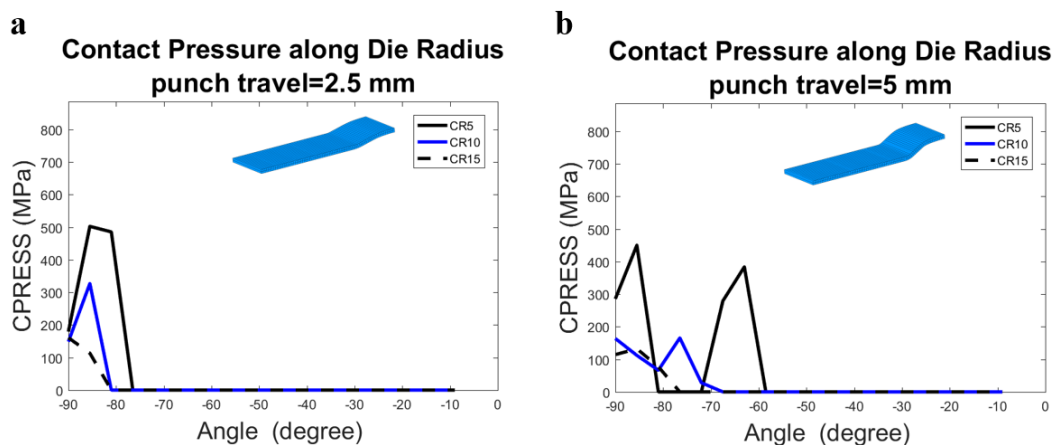


**Figura 4.14** – Representação dos raios da matriz 5 mm (modelo CR5), 10 mm (modelo CR10) e 15 mm (modelo CR15).

Para compreender a influência do raio da matriz analisou-se em pormenor o contacto entre a matriz e chapa metálica para os diferentes deslocamentos do punção.

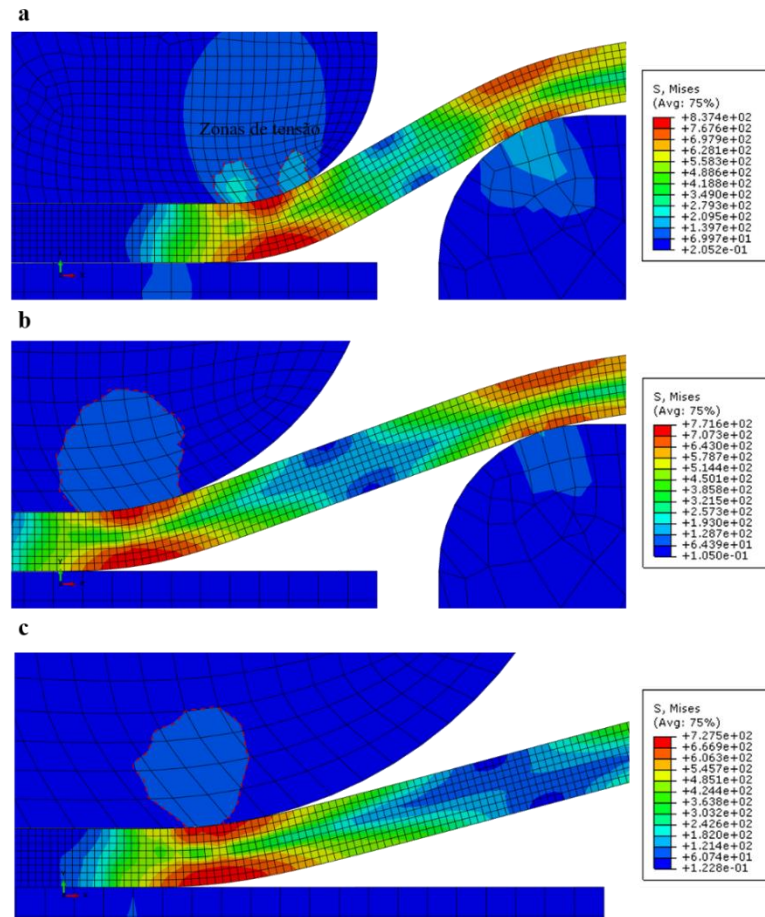
Para um deslocamento de 2,5 mm (**Figura 4.15a**) os três modelos apresentam um único pico de pressão de contacto localizado no início do raio da matriz, sendo o modelo CR5 aquele que apresenta uma pressão de contacto maior, no valor de 502 MPa e o modelo CR15 o menor valor de 131 MPa. É ainda observado que para os modelo CR5 deixa de ocorrer contacto para  $-76,5^\circ$ , enquanto que para os modelos CR10 e CR15 ocorre para  $-81^\circ$ .

Quando o punção é desloca para os 5 mm (**Figura 4.15b**), verifica-se que o modelo CR10 e CR15 mantêm um único pico de pressão, contrariamente com o modelo CR5 que apresenta dois picos. A presença de dois picos de pressão no modelo CR5 deve-se ao facto de haver a interrupção do contacto entre a chapa metálica e a matriz, contudo esse fenómeno não ocorre para os modelos CR10 e CR15, que mantêm um contacto contínuo. É ainda de observar que o área de contacto total é maior para o modelo CR5, terminando o contacto no ponto do raio da matriz correspondendo ao ângulo de  $-63^\circ$ , enquanto que no modelo CR10 este termina a  $-72^\circ$  e para o modelo CR15 a  $-81^\circ$ . Novamente é observado uma pressão de contacto do modelo CR5 superior (383 MPa) ao modelo CR10 (166 MPa) e ao modelo CR15 (132 MPa). Nos gráficos abaixo representados, os modelos encontram-se na fase de resposta transiente. Verifica-se ainda que o segundo pico de pressão de contacto nos modelo CR10 e CR15 se deslocam em relação ao modelo CR5.



**Figura 4.15** - Evolução da pressão de contacto ao longo do raio da matriz nos modelos CR5 ( $R_{\text{matriz}} = 5$  mm), CR10 ( $R_{\text{matriz}} = 10$  mm) e CR15 ( $R_{\text{matriz}} = 15$  mm) para diferentes deslocamento do punção. (a) 2,5 mm; (b) 5 mm.

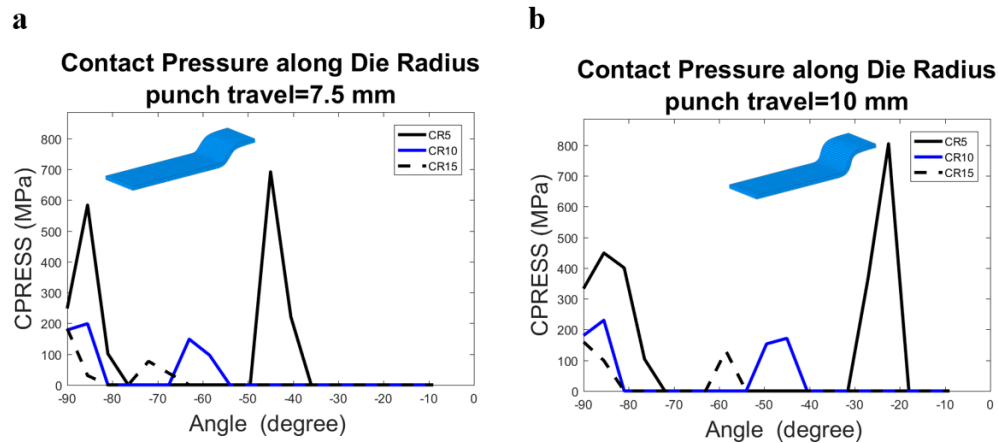
Na **Figura 4.16** é possível observar o detalhe do contacto entre a chapa metálica e a matriz para os diferentes modelos numéricos para um deslocamento do punção de 5 mm. Detalhadamente, no modelo CR5 são observadas duas zonas em que a tensão máxima é superior às restantes zonas, correspondendo aos picos da pressão de contacto. Contrariamente, no modelo CR10 e CR15 observa-se uma única zona de tensão que se destaca, correspondendo ao único pico de pressão de contacto destes modelos. É também constatado que a zona de tensão máxima no modelo CR10 é maior que no modelo CR15, correspondendo à área de contacto.



**Figura 4.16** – Detalhe do contacto entre a chapa metálica e a matriz para um deslocamento de 5 mm. (a) raio da matriz 5 mm (modelo CR5); (b) raio da matriz 10 mm (modelo CR10); (c) raio da matriz 15 mm (modelo CR15).

Deslocando o punção para 7,5 mm (**Figura 4.17a**) verifica-se que todos os modelos apresentam dois picos de pressão, com um zona de pressão de contacto nula entre estes. A zona da interrupção do contacto diminui à medida que o raio aumenta. Para o modelo CR5 ocorre, entre  $-76,5^\circ$  até  $-49,5^\circ$ , enquanto que para o modelo CR10 verifica-se entre  $-81^\circ$  e  $-67,5^\circ$  e para o modelo CR15 desde  $-81^\circ$  a  $-76,5^\circ$ . Uma vez que a localização do primeiro pico se mantém constante para todos os modelos, a localização do segundo pico está diretamente relacionada com a zona de pressão de contacto nula. Quanto maior for a zona de pressões de contacto nulo, mais afastado é o segundo pico. O segundo pico do modelo CR5 situa-se a  $-40,5^\circ$  (692 MPa), do modelo CR10 localiza-se a  $-63^\circ$  (148 MPa) e por fim do modelo CR15 a  $-72^\circ$  (76 MPa). Após o segundo pico a pressão de contacto volta a tomar valores nulos. É ainda de notar que para o modelo CR10 e CR15 o segundo pico de pressão é menor que o primeiro, algo que não sucede para o modelo CR5, observando-se o oposto.

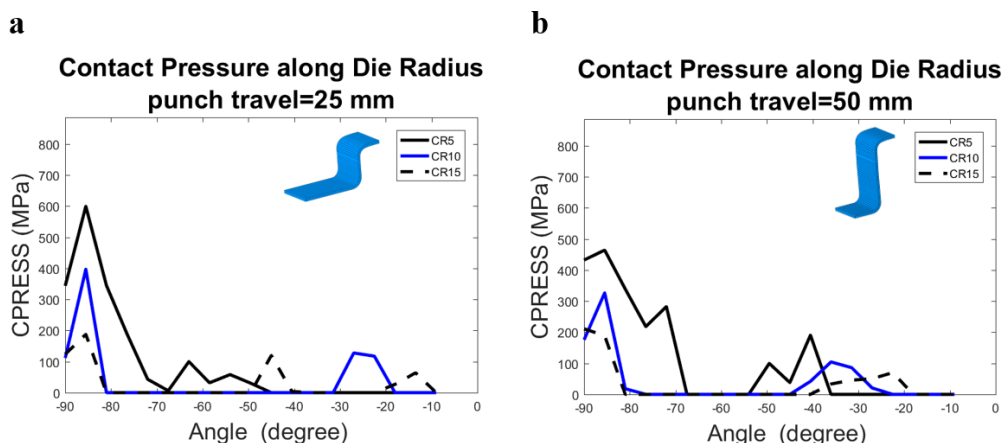
Em relação ao deslocamento do punção de 10 mm (**Figura 4.17b**), a pressão de contacto do segundo pico do modelo CR5 aumenta substancialmente, constando-se a pressão máxima de contacto de 804 MPa, porém para os modelos CR10 e CR15 o valor da pressão varia ligeiramente. É verificado um aumento da área de contacto nulo em relação à análise anterior, e tal como sucedia anteriormente, área de contacto nulo é maior para o modelo CR5 e menor para o modelo CR15. Novamente é verificado que a área total de contacto é maior para o CR5 e menor para o CR15. Nos gráficos abaixo representados, os modelos encontram-se na fase de resposta transiente. Verifica-se ainda que nos modelo CR10 e CR15, o segundo pico de pressão de contacto na fase transiente deslocou-se em relação ao modelo CR5.



**Figura 4.17** - Evolução da pressão de contacto ao longo do raio da matriz nos modelos CR5 ( $R_{matriz} = 5$  mm), CR10 ( $R_{matriz} = 10$  mm) e CR15 ( $R_{matriz} = 15$  mm) para diferentes deslocamento do punção. (a) 7,5 mm; (b) 10 mm.

Quanto ao deslocamento do punção de 25 mm (**Figura 4.18a**) observou-se que para o modelo CR5 a pressão de contacto apresenta agora um comportamento constante, sem qualquer interrupção do contacto entre a chapa e a matriz até ao ângulo de  $-49,5^\circ$ . O modelo CR5 encontra-se na fase de resposta estacionária. Relativamente aos modelos CR10 e CR15 não é possível retirar informação suficiente através da análise do gráfico, uma vez que não sabemos se o modelo se encontra em fase estacionária ou transiente. Para melhor análise, irei analisar posteriormente a evolução da pressão de contacto ao longo do raio da matriz para todos os deslocamentos do punção.

Por fim, para um deslocamento do punção de 50 mm (**Figura 4.18b**), os modelos CR5, CR10 e CR15 encontram-se na fase de regime estacionário. O modelo CR5 mantém a pressão de contacto constante ao longo do raio da matriz com uma zona de pressão de contacto nula entre  $-67,5^\circ$  e  $-54^\circ$ . No ângulo de  $-85,5^\circ$ , o pico de pressão toma valor de 464 MPa. No que concerne ao modelo CR10, o pico de pressão localiza-se no mesmo ângulo contudo o seu valor numérico diminui (326 MPa). É também observado que a pressão de contacto nula é superior ao registado para o modelo CR5, compreendida entre  $-76,5^\circ$  e  $-45^\circ$ . Finalmente, o modelo CR15 apresenta o pico de pressão para o ângulo de  $-90^\circ$  no valor de (211 MPa). É novamente verificado o aumento da área da pressão nula desde  $-85,5^\circ$  e  $-40,5^\circ$ . Após a zona de pressão de contacto nulo verifica-se um segundo pico de pressão de contacto com valores inferiores ao primeiro pico. A localização do segundo pico, mais ao menos afastado do início do raio da matriz é uma consequência da extensão da zona de pressão de contacto nulo. Sendo assim, para o modelo CR5, o segundo pico localiza-se mais próximo no início do raio da matriz, enquanto que para o modelo CR15 encontra-se mais afastado. Consequentemente, a área total de contacto é maior para o modelo CR15 e menor para o modelo CR5, uma vez que o zona do segundo pico observa-se para um maior afastamento do raio da matriz.

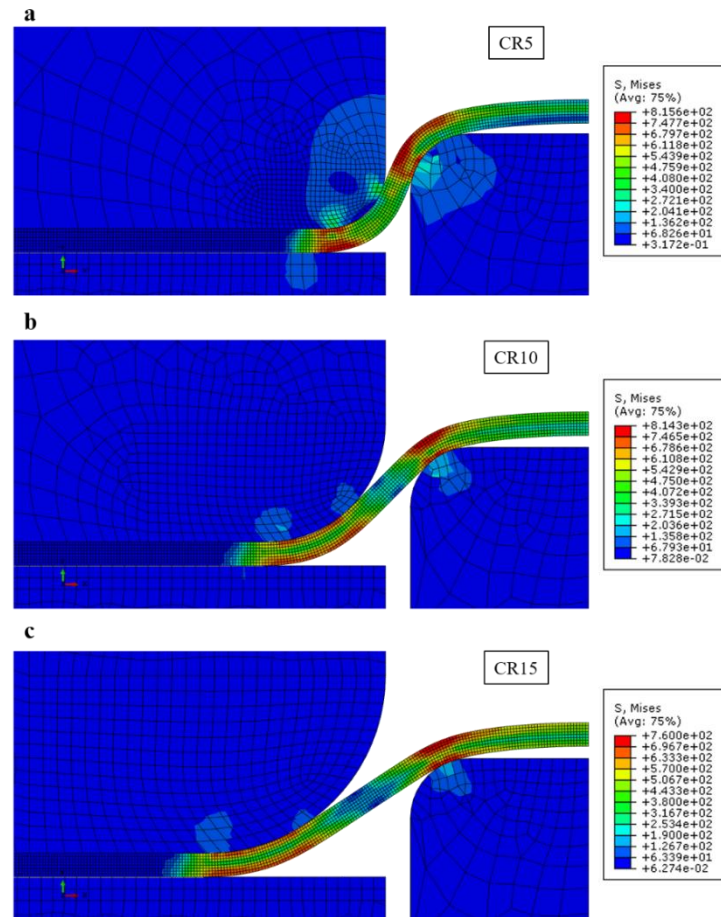


**Figura 4.18** - Evolução da pressão de contacto ao longo do raio da matriz nos modelos CR5 ( $R_{\text{matriz}} = 5$  mm), CR10 ( $R_{\text{matriz}} = 10$  mm) e CR15 ( $R_{\text{matriz}} = 15$  mm) para diferentes deslocamento do punção. (a) 25 mm; (b) 50 mm.

Em suma, todos os gráficos apresentam uma evolução similar entre os modelos, contudo é notável uma discrepância na localização e intensidade dos picos da pressão de contacto. Consta-se que a pressão de contacto diminui à medida que o raio da matriz aumenta.

A redução da pressão de contacto com o aumento do raio da matriz deve-se ao facto de quanto maior for o raio da matriz menor será o ângulo de dobragem imposta à chapa e menor serão os esforços de contacto impostos na matriz. Na **Figura 4.19** está descrito o comportamento da chapa metálica para um deslocamento imposto de 10 mm dos modelos CR5, CR10 e CR15. Tal como esperado verifica-se que a chapa metálica do modelo CR5 encontra-se muito solicitada, impondo elevadas tensões na matriz enquanto que a chapa metálica do modelo CR15 encontra-se pouco solicitada impondo esforços muito baixos na matriz.



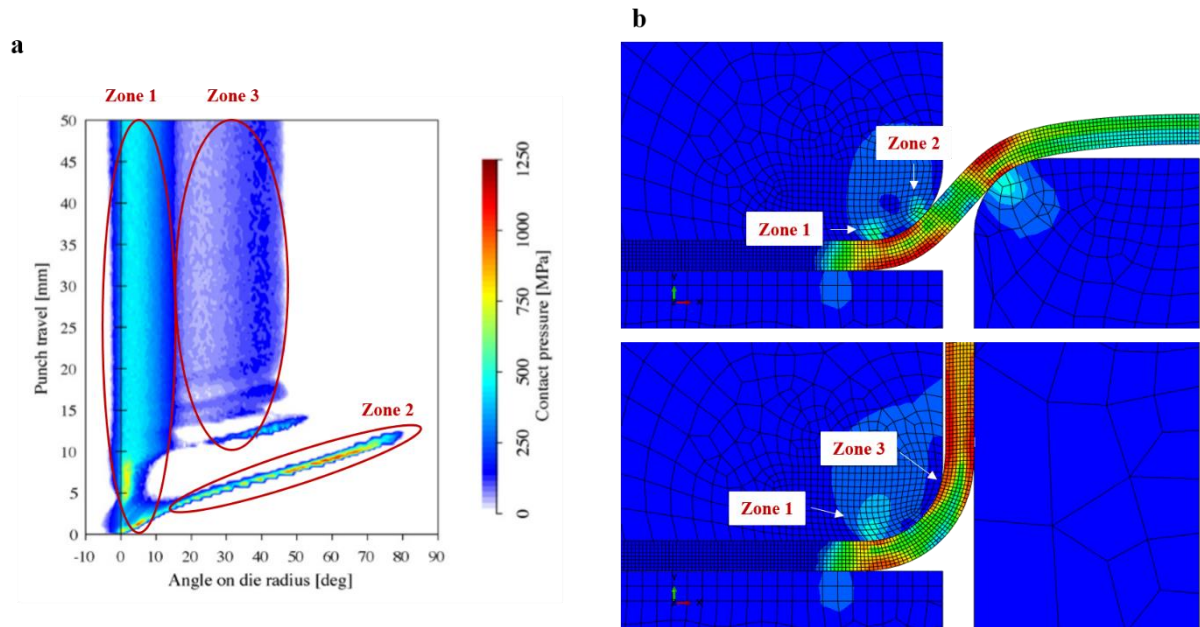


**Figura 4.19** – Influência do raio da matriz no contacto entre a chapa metálica e a matriz: **(a)** raio da matriz 5 mm (modelo CR5); **(b)** raio da matriz 10 mm (modelo CR10); **(c)** raio da matriz 15 mm (modelo CR15).

#### 4.2.2.1 Análise das zonas de resposta da pressão de contacto

Para uma melhor análise da influência do raio na pressão de contacto irei agora estudar a distribuição da pressão de contacto ao longo do raio da matriz, para todos os deslocamentos do punção. Esta análise é realizada para 140 incrementos, com o objetivo de obter uma maior precisão.

Para além das diferentes fases da resposta da pressão de contacto anteriormente mencionadas, é constatado a distinção de três zonas distintas provocadas por diferentes mecanismos (**Figura 4.20a-b**). A seguinte análise baseia-se na literatura (Wang *et al.* 2011). A zona 1 é localizada perto da área de 0°. Nesta área a chapa metálica é forçada pela pressão do cerra-chapas e está restringida de escorregar sobre o raio da matriz. A zona 2 é uma linha reta desde o canto inferior esquerdo até ao canto direito. O declive desta reta está relacionado com o raio da matriz. A elevada pressão de contacto nesta zona deve-se ao movimento de escorregamento tangencial relativo entre a chapa metálica e o raio da matriz, originando na concentração de forças de contacto no ponto tangencial. A máxima pressão de contacto é localizada na zona 2. Por fim, a zona 3 é compreendida entre o intervalo de 20° a 40° para um raio de matriz de 5 mm. O início e o fim desta zona dependem do raio da matriz (Wang *et al.* 2011).

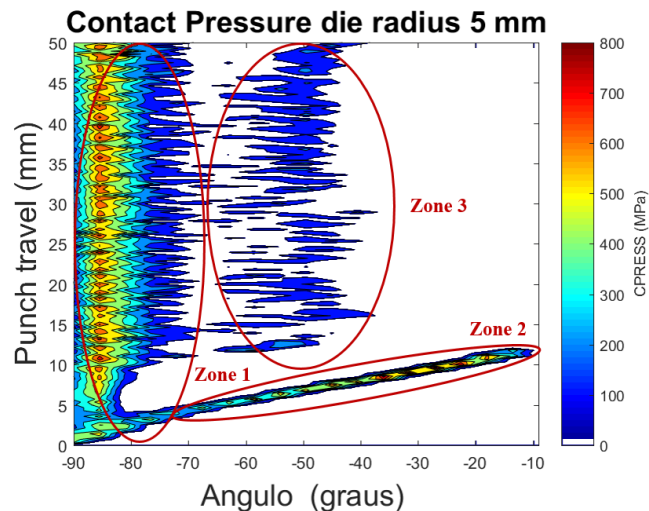


**Figura 4.20** – Representação das diferentes zonas ao longo do processo de *deep-drawing*. (a) evolução da pressão de contacto ao longo do raio da matriz para todos os deslocamentos do punção (Wang *et al.* 2011); (b) detalhe do contacto para deslocamento do punção 7,5 mm e 25 mm.

No âmbito deste projeto, é necessário ter em consideração que a análise foi realizada para um raio da matriz de 5 mm, uma espessura de chapa metálica de 2 mm do material DP 600 e uma determinada discretização da malha. Todos estes fatores influenciam a resposta e os valores da pressão de contacto, e embora se distingam as três zonas, os valores obtidos variam.

Seguidamente procede-se à análise da influência do raio da matriz na pressão de contacto. Observando a **Figura 4.21**, referente ao modelo CR5, é notável a distinção das três zonas mencionadas anteriormente. A zona 1 localiza-se entre  $-90^\circ$  e  $-70^\circ$ , correspondendo ao início do raio da matriz. Nesta zona a pressão de contacto varia entre 200 a 600 MPa. Na zona 2, tal como esperado, localiza-se a pressão de contacto máxima (856 MPa), para um ângulo do raio de matriz de  $-27^\circ$  e deslocamento do punção de 9,6 mm. A zona 2 termina para um deslocamento do punção de 12 mm. Por fim, a zona 3 corresponde aquela com as pressões de contacto mais baixas, entre 50 a 200 MPa. Esta zona está compreendida entre  $-65^\circ$  a  $-40^\circ$ .

Relativamente à fase de resposta da pressão de contacto, verifica-se que a fase transiente ocorre entre o deslocamento do punção de 0 mm a 19 mm, enquanto que a fase estacionária observa-se para entre 19 mm a 50 mm.

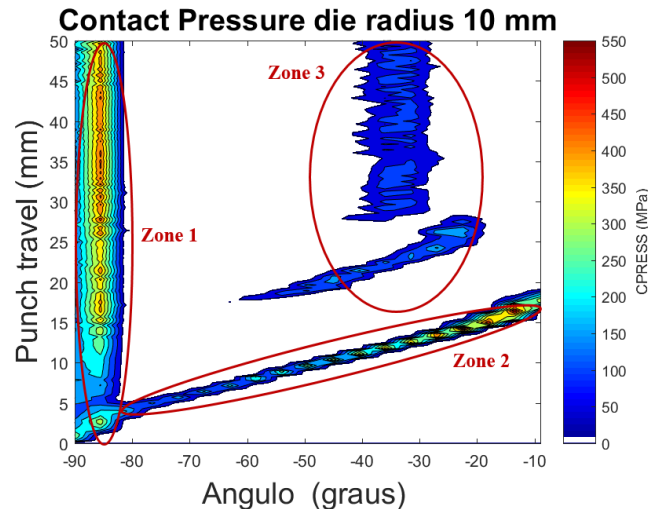


**Figura 4.21** – Evolução, com deslocamento do punção, da pressão de contacto (CPRESS) do modelo CR5 ( $R_{\text{matriz}} = 5 \text{ mm}$ ) ao longo do raio da matriz.

Relativamente à **Figura 4.22**, correspondente ao modelo CR10, são novamente distinguidas 3 zonas. A zona 1, situada entre  $-90^\circ$  a  $-82^\circ$  apresentando valores de pressão de contacto da ordem dos 150 a 400 MPa. Comparativamente com a análise anterior, a zona 1 diminui ligeiramente bem como a pressão de contacto. A reta correspondente à zona 2 apresenta um maior declive, sendo a máxima pressão de contacto se verifica para um maior deslocamento do punção. O seu valor é de 564 MPa e situa-se no ângulo do raio da matriz de  $-22,5^\circ$  para um deslocamento do punção de 14,3 mm. A pressão máxima de contacto para o raio de matriz de 5 mm é 1,5 vezes superior à pressão máxima de contacto o raio da matriz de 10 mm. Por fim e comparativamente com a análise anterior, constata-se que a zona 3 deslocou-se, iniciando-se em  $-45^\circ$  e terminando a  $-20^\circ$ . Porém os valores de pressão de contacto mantém se na gama 50 a 150 MPa.

Em relação às fases da resposta da pressão de contacto é possível distinguir a fase de regime transiente, localizada entre 0 e 27,5 mm e a fase de regime estacionário, compreendida entre 27,5 mm e 50 mm. Verifica-se que a fase do regime transiente aumentou em relação ao modelo CR5 e a fase do regime estacionário diminui consequentemente. Contrariamente ao que sucedia na análise anterior, a resposta do regime transiente é maior que a fase do regime estacionária, sendo prejudicial para a ferramenta, uma vez que a zona transiente é caracterizada por pressões de contacto severas.

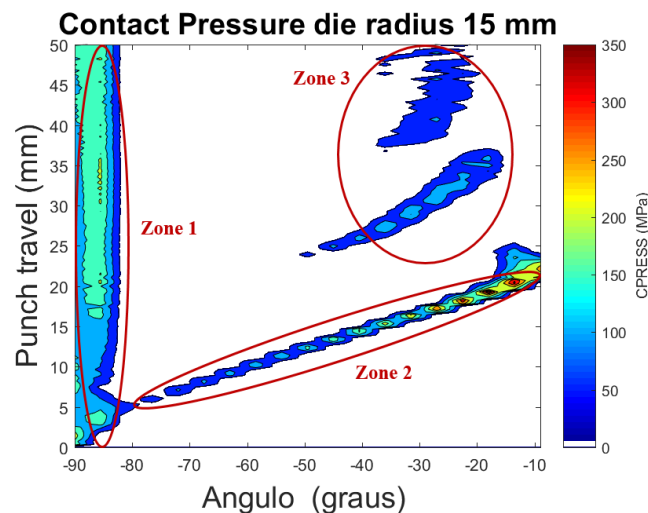




**Figura 4.22** – Evolução, com deslocamento do punção, da pressão de contacto (CPRESS) do modelo CR10 ( $R_{matriz} = 10$  mm) ao longo do raio da matriz.

Tal como sucedia anteriormente, no modelo CR15 (**Figura 4.23**) são identificadas as 3 zonas. A zona 1 localiza-se no início do raio da matriz entre  $-90^\circ$  e  $-83^\circ$ , apresentando valores de pressão de contacto na ordem dos 100 a 200 MPa. Quanto à zona 2, mais uma vez, o declive da reta aumenta. A máxima pressão de contacto (396 MPa) é detetada para um ângulo de  $-18^\circ$  e para um deslocamento do punção de 19,3 mm. É observado que com o aumento do raio da matriz a máxima pressão de contacto diminui, e desloca-se para um maior deslocamento do punção e para um maior afastamento no raio da matriz. A máxima pressão de contacto do modelo CR5 é 2,2 vezes superior à máxima pressão de contacto detetada para o modelo CR15, e relativamente ao modelo CR10 este é 1,4 vezes superior ao valor do modelo CR15. Verifica-se que a zona 3 tem início a  $-40^\circ$  e termina a  $-15^\circ$ . Novamente é constatado um deslocamento da zona em direção a  $-10^\circ$ . A pressão de contacto apresenta valores na gama 50 a 100 MPa.

Relativamente à fase transiente esta tem início a 37,5 mm terminando a 50 mm. A fase estacionária está compreendida entre 0 a 37,5 mm. Repetidamente, verifica-se que a fase transiente aumentou com o aumento do raio da matriz, tal como se constatou na análise anterior.



**Figura 4.23** – Evolução, com deslocamento do punção, da pressão de contacto (CPRESS) do modelo CR15 ( $R_{matriz} = 15$  mm) ao longo do raio da matriz.

Em suma, podemos concluir que à medida que o raio da matriz aumenta, a pressão de contacto na matriz diminui. A máxima pressão de contacto do modelo CR5 é 1,5 vezes superior à máxima pressão de contacto do modelo CR10 e 2,2 vezes superior à do modelo CR15.

No que se refere às diferentes zonas da pressão de contacto, podemos concluir que com o aumento do raio da matriz a área da zona 1 diminui progressivamente, o declive da reta da zona 2 aumenta progressivamente e a zona 3 é deslocada ao longo do raio da matriz em direção ao ângulo  $-10^\circ$ . O aumento do declive da reta da zona 2 tem como consequência a translação da máxima pressão de contacto. A pressão de contacto máxima para o modelo CR5 é constatado para um ângulo de  $-27^\circ$  e um deslocamento do punção de 9 mm, para o modelo CR10 esta localiza-se a  $-22,5^\circ$  e para um deslocamento de 14,3 mm e para o modelo CR15 situa-se novamente a  $-18^\circ$  contudo para deslocamento de 19,3 mm.

Em relação às fases de resposta da pressão de contacto estas são também influenciadas pelo raio da matriz. Para o modelo CR5 a resposta estacionária inicia-se 19 mm, enquanto que para o modelo CR10 a mesma fase começa a 27,5 mm e para o modelo CR15 a 37,5 mm (**Tabela 4.4**). Conclui-se que com o aumento do raio da matriz, a fase de resposta transiente aumenta, diminuindo assim a fase de resposta estacionária.

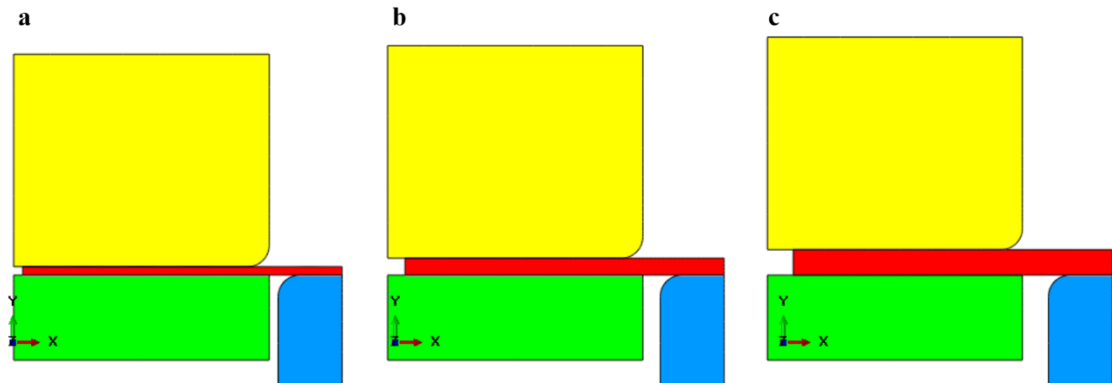
**Tabela 4.4** - Diferentes fases de resposta da pressão de contacto para diferentes raios da matriz.

Modelo	Regime transiente	Regime estacionário
CR5	0-19	19-50
CR10	0-27,5	27,5-50
CR15	0-37,5	37,5-50

### 4.2.3 Análise da pressão de contacto em função da espessura da chapa

Irão ser simuladas modelos numéricos considerando espessura da chapa metálica de 2 mm, 4 mm e 6 mm, com a respetiva nomenclatura de t2, t4 e t6. É de mencionar que ao alterar a espessura da chapa é necessário adequar a folga entre o punção e a matriz (g), ilustrado na **Figura 4.1**. Para o modelo t2, a folga radial corresponde à espessura nominal da chapa metálica ( $t=2$  mm) mais a folga entre a chapa metálica e a ferramenta (c), representado na **Tabela 4.1**. Para os restantes modelos, a folga (c) mantém-se constante no valor de 0,1. Sendo assim, a folga radial (g) toma valores de 2,1 mm, 4,1 mm e 6,1 mm para os modelos t2, t4 e t6, respetivamente. Na **Figura 4.24(a-c)** é observado o aumento da espessura, bem como da folga radial.

Com o aumento da espessura da chapa, serão necessárias maiores forças de conformação, sendo necessário ajustar a força aplicada no cerra-chapas. Para uma espessura de 2 mm, é aplicado uma força constante de 450 N, de acordo com o Pereira, M. *et al.* (Pereira *et al.* 2008). Relativamente à espessura de 4 e 6 mm, o valor da força aplicado no cerra-chapas foi determinada através do ABAQUS<sup>TM</sup>/ Version 6.13-1, tomando valores de 848 N e 1283 N respetivamente.

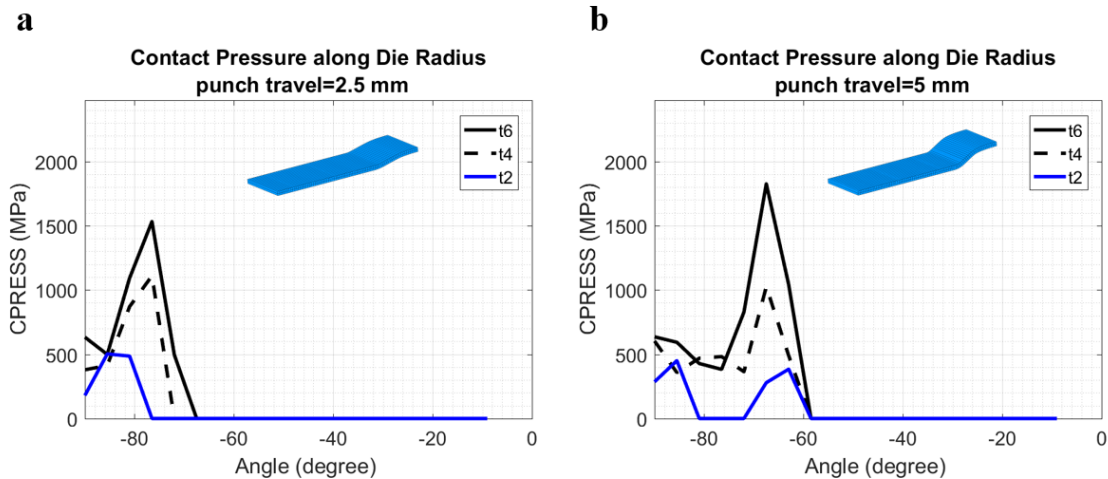


**Figura 4.24** – Modelo numérico de espessura de chapa metálica: (a) espessura de chapa 2 mm (modelo t2); (b) espessura de chapa 4 mm (modelo t4); (c) espessura de chapa 6 mm (modelo t6).

Procedeu-se à análise da pressão de contacto dos diferentes modelos numéricos para diferentes deslocamentos do punção. Com o aumento da espessura é necessário aplicar maiores forças de conformação, aumentando consequentemente a pressão de contacto entre a chapa metálica e a matriz. Sendo assim, é expectável que a pressão de contacto aumente com o aumento da espessura da chapa.

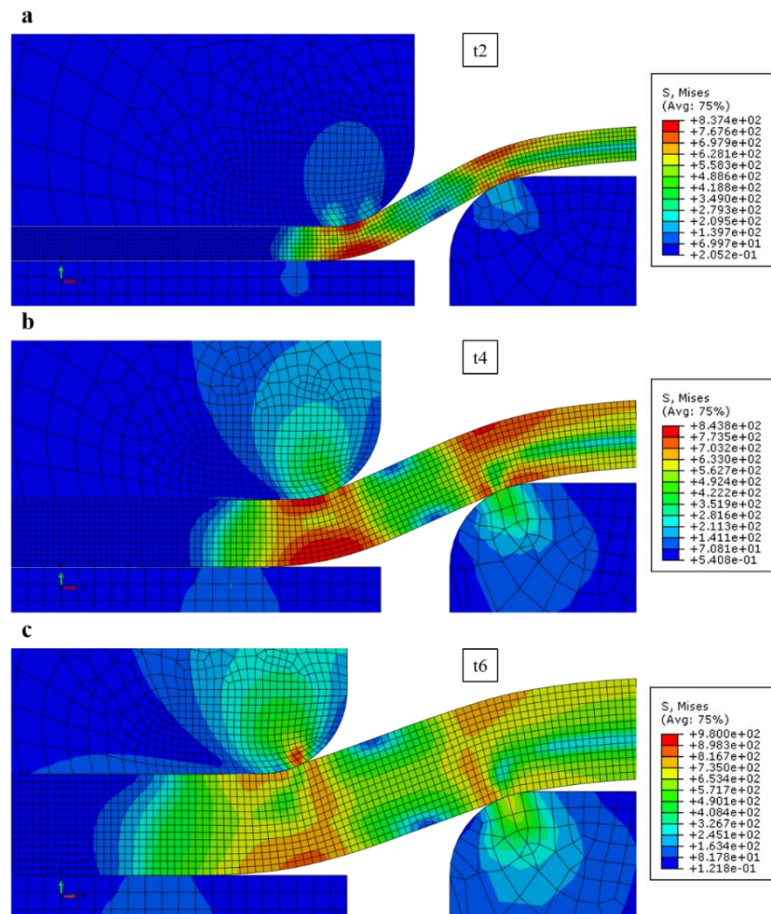
Para um deslocamento do punção de 2,5 mm (**Figura 4.25a**), é observado um único pico de pressão de contacto para todos os modelos. Com o aumento da espessura, o pico de pressão desloca-se ligeiramente: para o modelo t2, localiza-se a  $-85,5^\circ$  no valor de 502 MPa, enquanto que para o modelo t4 este localiza-se a  $-76,5^\circ$  (1110 MPa) e para o modelo t6 a  $-76,5^\circ$  (1532 MPa). Com base na **Figura 4.25a** com o aumento da espessura da chapa a pressão de contacto aumenta. Após ocorrer o pico da pressão de contacto, a pressão de contacto toma valores nulos. A área de contacto aumenta com o aumento da espessura. Para o modelo t2, a pressão de contacto nula a partir de  $-76,5^\circ$ , porém para o modelo t4 ocorre a partir de  $-72^\circ$  e para o modelo t6 desde  $-67,5^\circ$ .

Quanto ao deslocamento do punção de 5 mm (**Figura 4.25b**), verifica-se dois picos de pressão de contacto para o modelo t2, contudo os modelos t4 e t6 apresentam um único pico. O primeiro pico da pressão de contacto do modelo t2 é observado para um ângulo  $-85,5^\circ$  (450 MPa), seguindo-se uma zona de interrupção do contacto directo entre a chapa e a matriz compreendido entre  $-85,5^\circ$  e  $-72^\circ$ . Segue-se o segundo pico de pressão a  $-63^\circ$  (383,4 MPa). Relativamente aos modelos t4 e t6, estes não apresentam zona de pressão de contacto nulo, verificando-se um contacto contínuo. O pico de pressão de contacto para o modelo t4 ocorre para  $-67,5^\circ$  (1025 MPa) e para o modelo t6 para o mesmo ângulo no valor de 1825 MPa. Tal como sucedia anteriormente, a pressão de contacto é superior para o modelo t6 e inferior para o modelo t2. Para todos os modelos deixa de haver contacto a partir do ângulo  $-58,5^\circ$ .



**Figura 4.25** - Evolução da pressão de contacto dos modelos de espessura de chapa : 2 mm - t2, 4 mm - t4 e 6 mm - t6 ao longo do raio da matriz para diferentes deslocamento do punção. **(a)** 2,5 mm; **(b)** 5 mm.

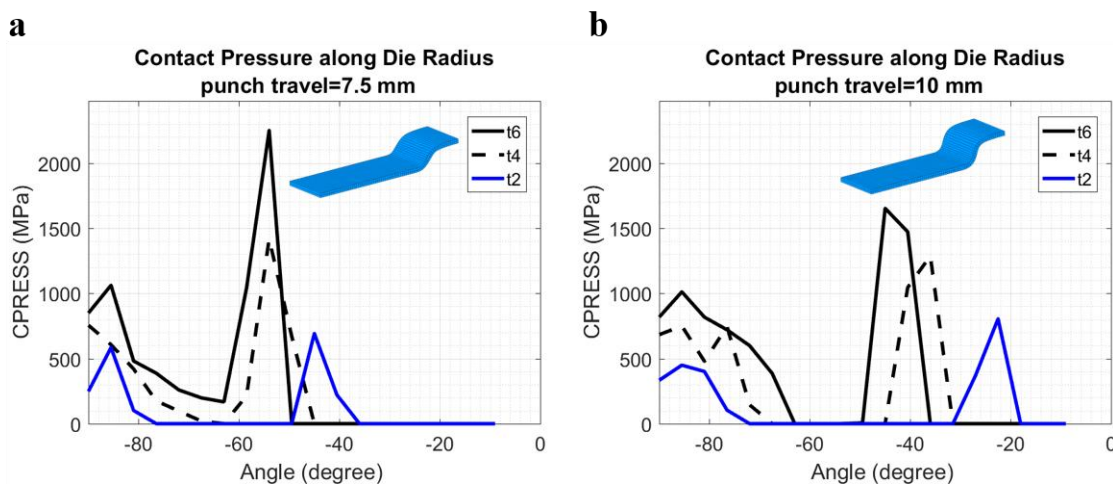
Na **Figura 4.26a-c** verifica-se que o modelo para o modelo t2 destacam-se duas zonas onde a tensão Mises é maior que nas adjacências, enquanto que no modelo t4 e t6 destaca-se apenas uma zona. É verificado que com o aumento da espessura, a tensão máxima aplicada nas zonas destacadas aumenta.



**Figura 4.26** - Detalhe do contacto entre a chapa metálica e a matriz para um deslocamento de 5 mm. **(a)** espessura de chapa 2 mm - modelo t2; **(b)** espessura de chapa 4 mm - modelo t4; **(c)** espessura de chapa 6 mm - modelo t6.

Em relação à análise do deslocamento do punção de 7,5 mm (**Figura 4.27a**), observa-se dois picos de pressão de contacto em todos os modelos, contrariamente ao que sucedia anteriormente. Para o modelo t2 o primeiro pico de pressão ocorre a  $-85,5^\circ$  (584 MPa). Segue-se uma zona de interrupção do contacto entre  $-76,5^\circ$  e  $-49,5^\circ$ . Posteriormente constata-se o segundo pico de pressão, localizado a  $-45^\circ$  no valor de 692 MPa. A partir de  $-36^\circ$  verifica-se novamente pressões de contacto nulas. O modelo t4 apresenta o primeiro pico no valor de 606 MPa situado a  $-90^\circ$ . Para o ângulo de  $-63^\circ$  a pressão de contacto toma valores nulos, para seguidamente ocorrer o segundo pico em  $-54^\circ$  (1417 MPa). Por fim, o modelo t6, não apresenta zona de interrupção do contacto apesar da pressão da pressão de contacto atingir valores baixo entre o primeiro e segundo pico. O primeiro pico de pressão localiza-se a  $-85,5^\circ$  no valor de 1062 MPa e o segundo a  $-54$  (2250 MPa). É observado que a área total de contacto é maior para o modelo t2, deixando de haver contacto a partir de  $-36^\circ$ , enquanto que para o modelo t4 e t6 tal se verifica a partir de  $-49,5^\circ$ .

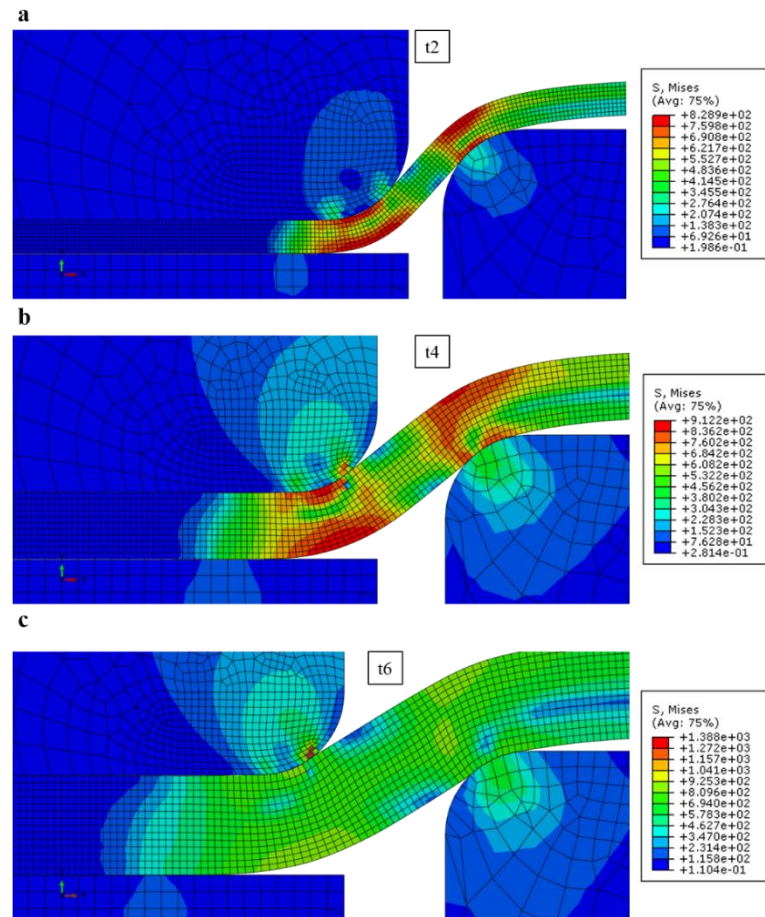
Para o deslocamento do punção de 10 mm (**Figura 4.27b**), observa-se uma zona de interrupção do contacto para todos os modelos, contrariamente ao que acontece nas análises anteriores. A área da pressão de contacto nula diminui com o aumento da espessura da chapa metálica, sendo maior para o modelo t2, compreendida entre  $-72^\circ$  e  $-27^\circ$ , para o modelo t4, entre  $-67,5^\circ$  e  $-45^\circ$  e menor para o modelo t6, entre  $-63^\circ$  e  $-54^\circ$ . Uma vez que se verifica um padrão na localização do primeiro pico para todos os modelos ( $-85,5^\circ$ ) e considerando a zona da interrupção do contacto direto, o segundo pico da pressão do modelo t2 encontra-se mais afastado, verificado o  $-22,5^\circ$  no valor de 804 MPa, no modelo t4 a  $-36^\circ$  (1287 MPa) e por fim, para o modelo t6 a  $-45^\circ$  (1652 MPa). Novamente verifica-se que o modelo t6 corresponde aquele com maior pressão de contacto, sendo o modelo t2 o com menor. Comparando a análises anterior, contata-se que a pressão de contacto do segundo pico do modelo t6 e t4 diminui, enquanto que do modelo t2 aumentou. Verifica-se ainda que a área total de contacto aumentou, contudo observado que a área total de contacto é maior para o modelo t2 e menor para o modelo t6.



**Figura 4.27** - Evolução da pressão de contacto dos modelos de espessura de chapa metálica: 2 mm - modelo t2, 4 mm – modelo t4 e 6 mm – modelo t6 ao longo do raio da matriz para diferentes deslocamentos do punção. (a) 7,5 mm; (b) 10 mm.

Na **Figura 4.28a-c** verifica-se que para todos os modelos se destacam duas zonas onde a tensão Mises é maior que nas adjacências, contrariamente ao que se verificava para um deslocamento de punção de 5 mm. É igualmente verificado que com o aumento da espessura, a tensão máxima aplicada nas zonas destacadas aumenta.

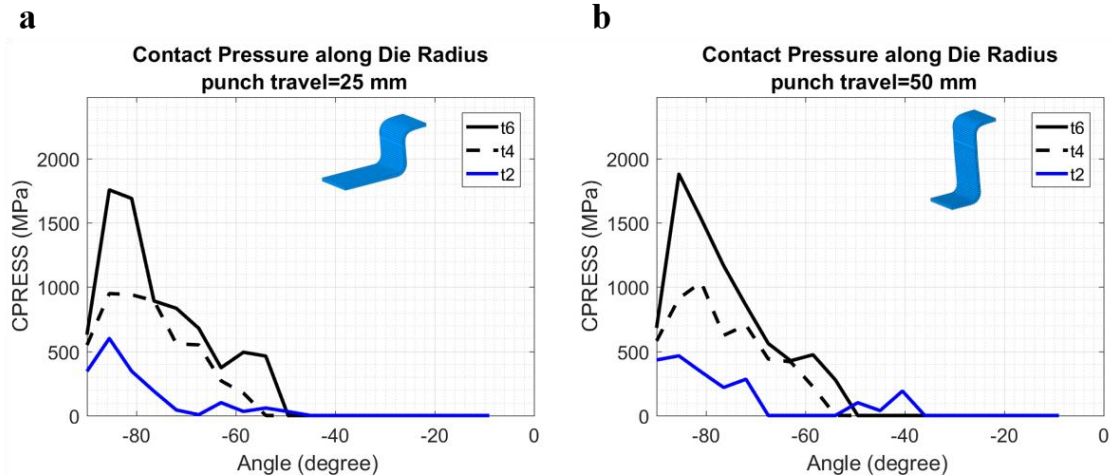




**Figura 4.28** - Detalhe do contacto entre a chapa metálica e a matriz para um deslocamento de 7,5 mm. (a) espessura da chapa 2 mm – modelo t2; (b) espessura da chapa 4 mm – modelo t4; (c) espessura da chapa 6 mm - modelo t6.

Relativamente ao deslocamento do punção de 25 mm (**Figura 4.29a**), constata-se que todos os modelos apresentam uma pressão de contacto contínua ao longo do raio da matriz, não ocorrendo interrupção do contacto. Todos os modelos apresentam um único pico de pressão de contacto. O pico de pressão de contacto do modelo t2, t4 e t6 situa-se a  $-85,5^\circ$ , no valor de 599 MPa, 949 MPa e 1754 MPa respetivamente. Deixa de ocorrer contacto a partir em  $-45^\circ$  para o modelo t2,  $-54^\circ$  para o modelo t4 e a  $-49,5^\circ$  para o modelo t6. É de salientar que uma pressão de contacto superior para o modelo t6 e inferior para o modelo t2, tal como se verificava anteriormente.

Por fim, para o deslocamento do punção de 50 mm (**Figura 4.29b**), verifica-se um comportamento semelhante ao observado na análise anterior. Contudo é de destacar que ocorre uma interrupção do contacto para o modelo t2, entre  $-67,5^\circ$  e  $-54^\circ$ , e a área total de contacto aumenta ligeiramente para  $-36^\circ$ . Para além disso é de evidenciar que a pressão de contacto do modelo t2 diminui ligeiramente comparativamente com a análise anterior, contudo para os modelos t4 e t6 verifica-se um aumento. O pico de pressão de contacto para o modelo t2 toma valores de 464 MPa, sendo para o modelo t4 de 1036 MPa e para o modelo t6 de 1877 MPa.

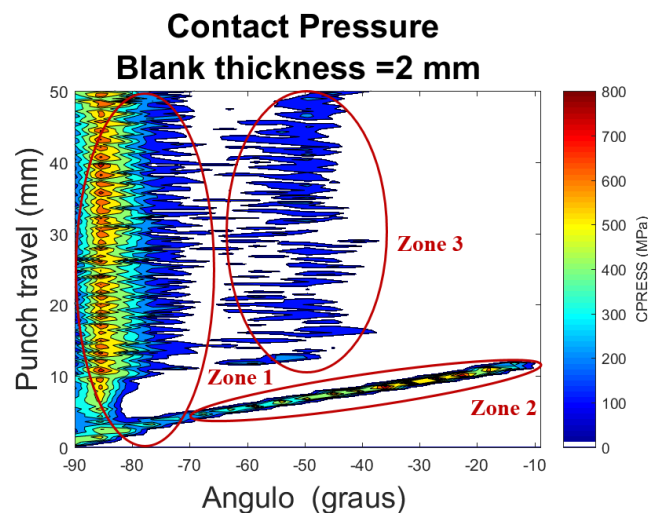


**Figura 4.29** - Evolução da pressão de contacto dos modelos com espessura do chapa: 2 mm (modelo t2), 4 mm (modelo t4) e 6 mm (modelo t6) ao longo do raio da matriz para diferentes deslocamento do punção. (a) 25 mm; (b) 50 mm.

#### 4.2.3.1 Análise das zonas de resposta da pressão de contacto

Analisou-se a pressão de contacto ao longo do raio da matriz dos modelos t2, t4 e t6 para todos os deslocamentos do punção. Observando a **Figura 4.30**, é possível destacar as 3 zonas que caracterizam a evolução da pressão de contacto. A primeira zona encontra-se compreendida entre o ângulo de  $-90^\circ$  a  $-70^\circ$ . Apresenta pressões de contacto entre 200 a 600 MPa, mantendo sempre um padrão ao longo do deslocamento do punção. A segunda zona corresponde à reta com declive, compreendida entre  $-90^\circ$  a  $-10^\circ$  e entre um deslocamento do punção desde 0 mm até 12 mm. A máxima pressão de contacto verifica-se nesta zona, localizada para um ângulo de  $-27,5^\circ$ , deslocamento do punção de 9,64 mm, e no valor de 856 MPa. Por fim, a zona três corresponde à zona que apresenta pressões de contacto constantes e com valores inferiores, compreendidos entre a gama de 50 a 200 MPa. Esta zona apresenta um intervalo angular entre  $-70^\circ$  a  $-40^\circ$ .

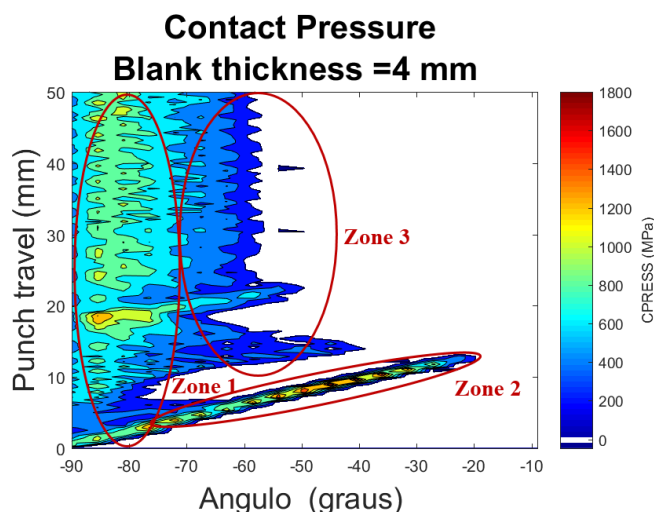
Em relação às fases da resposta da pressão de contacto, a resposta transiente ocorre entre 0 mm a 19 mm, e a resposta estacionária verifica-se desde 19 a 50mm.



**Figura 4.30** - Evolução, com deslocamento do punção, da pressão de contacto (CPRESS) do modelo com espessura de chapa 2 mm (modelo t2) ao longo do raio da matriz.

Comparativamente com o modelo t2, no modelo t4 (**Figura 4.31**) observou-se um aumento da primeira zona, estando compreendida entre  $-90^\circ$  a  $-68^\circ$ . É constatado que a pressão de contacto aumentou, contendo valores entre a gama de 800 a 1000 MPa. Relativamente à reta característica da zona dois, verifica-se um aumento no declive com o aumento da espessura. A reta encontra-se entre  $-90^\circ$  a  $-20^\circ$  e para um deslocamento do punção entre 0 mm a 13 mm. Com o aumento da espessura, a segunda zona aumentou ligeiramente no deslocamento do punção e diminui no raio da matriz. O valor máxima da pressão de contacto situa-se a  $-45^\circ$ , para um deslocamento de punção de 8,9 mm, no valor de 1803 MPa. Concluimos assim que a máxima pressão de contacto aumentou em valor numérico em relação ao modelo t2, contudo foi verificado para um menor deslocamento do punção e um maior ângulo do raio da matriz. A máxima pressão de contacto do modelo t4 é aproximadamente o dobro da máxima pressão de contacto do modelo t2. No que concerne à terceira zona, a área onde se verifica contacto diminui, apresentando um intervalo entre  $-68^\circ$  a  $-50^\circ$ . Contudo, contacta-se um aumento na pressão de contacto, (200 a 400 MPa).

Quanto às diferentes fases da resposta da pressão, verifica-se que a fase transiente ocorre entre 0 a 24 mm, e a fase estacionária decorre entre 24 mm a 50 mm. Comparativamente com a análise anterior, constata-se um aumento da fase transiente, sendo prejudicial para o desgaste da ferramenta, uma vez que a ferramenta está mais tempo em contacto com pressões de contacto mais elevadas.



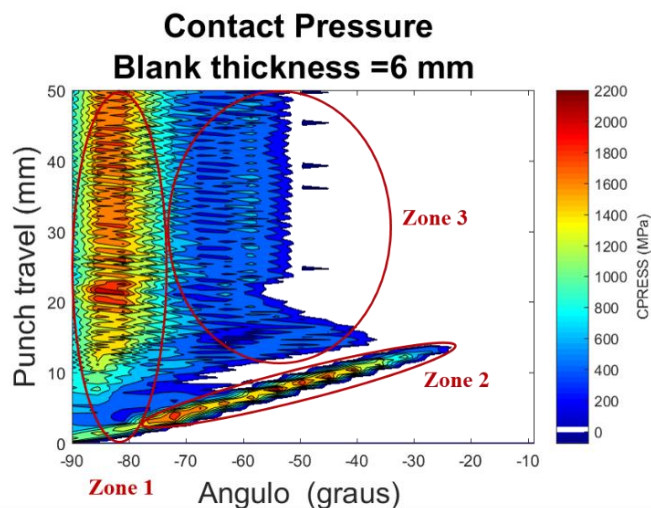
**Figura 4.31** - Evolução, com deslocamento do punção, da pressão de contacto (CPRESS) do modelo com espessura de chapa 4 mm (modelo t4) ao longo do raio da matriz.

Para o modelo t6 (**Figura 4.32**), é possível distinguir as três zonas características da evolução da pressão de contacto, tal como se verifica nas análises anteriores. A primeira zona está compreendida entre  $-90^\circ$  a  $-68^\circ$ . Verifica-se que em relação ao modelo t4, a área de contacto da primeira zona mantém-se inalterável, contudo apresenta valores superiores da gama 800 a 1800 MPa. Relativamente à segunda zona, observa-se que a reta característica aumentou de declive em relação à análise anterior. A zona dois inicia-se a  $-90^\circ$  e para um deslocamento do punção de 0 mm, terminando a  $-22,5^\circ$  para um deslocamento de 14,3 mm. Novamente a máxima pressão de contacto constata-se nesta zona, localizada a  $-54^\circ$  para um deslocamento do punção de 7,5 mm tomando como valor 2250 MPa. Sendo assim, a máxima da pressão de contacto aumentou à medida que a espessura da chapa metálica aumenta, contudo verifica-se para menores deslocamentos do punção e mais afastado do raio da matriz. A máxima pressão do modelo t6 é 1,3 vezes superior à máxima pressão de contacto do modelo t4 e 2,6 vezes superior ao modelo t2. Finalmente, a zona três é observada para um intervalo angular entre  $-68^\circ$  a  $-45^\circ$ ,



verificando-se um aumento da área de contacto em relação aos modelos t4, contudo é menor que a verificada para o modelo t2. Para além disso, constata-se um aumento da pressão de contacto, numa gama de 200 a 600 MPa.

A fase transiente é observada para um deslocamento do punção entre 0 mm a 22,5 mm, sendo a fase estacionária entre 22,5 mm a 50 mm. Comparativamente com o modelo t4, a fase estacionária inicia-se para deslocamentos do punção ligeiramente superiores.



**Figura 4.32** – Evolução, com deslocamento do punção, da pressão de contacto (CPRESS) do modelo com espessura de chapa 6 mm (modelo t6) ao longo do raio da matriz.

Resumindo, as fases de resposta da pressão de contacto estas são também influenciadas pela espessura da chapa metálica. Para o modelo t2, a resposta estacionária inicia-se 19 mm, para o modelo t4 inicia-se a 24 mm e para o modelo t6 inicia-se a 22,5 mm (**Tabela 4.5**). Comparando os modelos, não há uma relação linear entre o tamanho das fases de resposta à medida que a espessura da chapa aumenta.

**Tabela 4.5** - Diferentes fases de resposta da pressão de contacto para diferentes raios da matriz.

Modelo	Regime transiente	Regime estacionário
t2	0-19	19-50
t4	0-24	24-50
t6	0-22,5	22,5-50

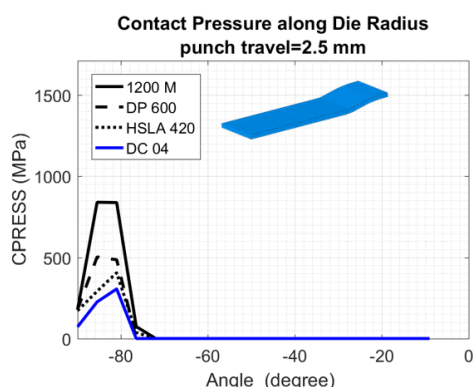
#### 4.2.4 Análise da pressão de contacto para diferentes materiais

Nesta seção será abordado o comportamento da pressão de contacto para diferentes materiais de chapa metálica, referidos na seção 3. Nas seguintes simulações o raio da matriz mantém-se inalterado (5 mm) assim como a espessura da chapa metálica (2mm). Ao longo da evolução da pressão de contacto é possível verificar que todos os materiais de ferramenta apresentam um comportamento semelhante, contudo valores da pressão de contacto bastante distintos. Isto deve-se às diferentes propriedades dos materiais de chapa utilizados.

A tensão de cedência está relacionada com a resistência que o material impõe ao ser deformado. Quanto maior for a tensão de cedência mais difícil é de se deformar, sendo necessárias maiores forças de conformação. Apesar de ser uma vantagem ao nível das aplicações industriais, torna-se uma desvantagem para a ferramenta, uma vez que haverá mais desgaste. A tensão de rotura do material corresponde à máxima tensão que o material suporta sem sofrer rotura. Por fim, a extensão após rotura está relacionada com a ductilidade do material, a capacidade de o material se deformar plasticamente até atingir a rotura total. O ideal será haver um compromisso entre elevada tensão de cedência, elevada ductilidade e baixa pressão de contacto.

O aço macio DC 0.4 é o aço usualmente utilizado para conformação plástica. As suas principais características são: baixa tensão de cedência (210 MPa), baixa tensão de rotura (443 MPa) e elevada extensão após rotura (38%). Uma vez que apresenta baixa tensão de cedência é de esperar que este material seja aquele que apresente menores pressões de contacto. Quanto ao aço DP 600 este apresenta uma tensão de cedência superior ao aço DC (443 MPa), e uma extensão após rotura ligeiramente inferior (16,7%). Relativamente ao aço 1200M, este caracteriza-se por elevada tensão de cedência (1114 MPa) contudo a mais baixa extensão após rotura dos aços em estudo (4%). Uma vez que este aço apresenta uma elevada tensão de cedência é expectável que apresentem as maiores pressões de contacto, uma vez que são necessárias maiores forças de conformação. Por fim o aço HSLA 420 apresenta uma tensão de cedência semelhante ao DP 600 (417 MPa), contudo uma extensão rotura superior (28%).

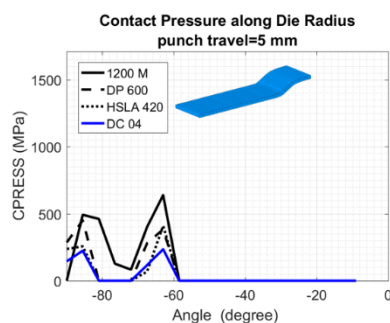
Foi analisado pormenorizadamente a influência da escolha do material da chapa metálica na pressão de contacto considerando diferentes deslocamentos do punção. Para um deslocamento do punção de 2,5 mm, todos os materiais apresentam um único pico de pressão (**Figura 4.33a**). Tal como esperado, o material 1200M apresenta uma pressão de contacto superior aos outros materiais em estudo (839 MPa para um ângulo de  $-85,5^\circ$ ) uma vez que apresenta a maior tensão de cedência. Após  $-72^\circ$  a pressão de contacto toma valores nulos. Relativamente ao DP 600, este apresenta uma pressão de contacto de 502,341 MPa e é verificada para o mesmo ângulo do 1200M. ). Sucede-se uma zona de interrupção do contacto a partir de  $-76,5^\circ$ . Para o material HSLA 420 é verificado um pico de pressão de contacto a  $-81^\circ$  no valor de 405 MPa. A  $-67,5^\circ$  a pressão de contacto toma valores nulos. Por fim, para o material DC 0.4 o primeiro pico de pressões de contacto destaca-se a  $-81^\circ$ , no valor de 305 MPa, seguindo uma zona de pressões de contacto nulas. A **Figura 4.33b** sumaria os valores de pressão (CPRESS) bem como a zona de pressão nula.

**a****Deslocamento de punção 2.5 mm**

	<i>1º pico</i>		<i>Zona de pressão nula</i>
	CPRESS (MPa)	Ângulo (°)	Ângulo (°)
1200 M	839,427	-85,5	[-72,0 ; 0]
DP 600	502,341	-85,5	[-76,5 ; 0]
HSLA 420	404,811	-81,0	[-67,5 ; 0]
DC 04	305,462	-81,0	[-76,5 ; 0]

**Figura 4.33** - Evolução da pressão de contacto nos diferentes materiais para um deslocamento de punção de 2,5 mm, em função do ângulo do raio da matriz. **(a)** pressão de contacto ao longo do raio da matriz; **(b)** valores dos picos de pressão, localização e zona de pressão nula.

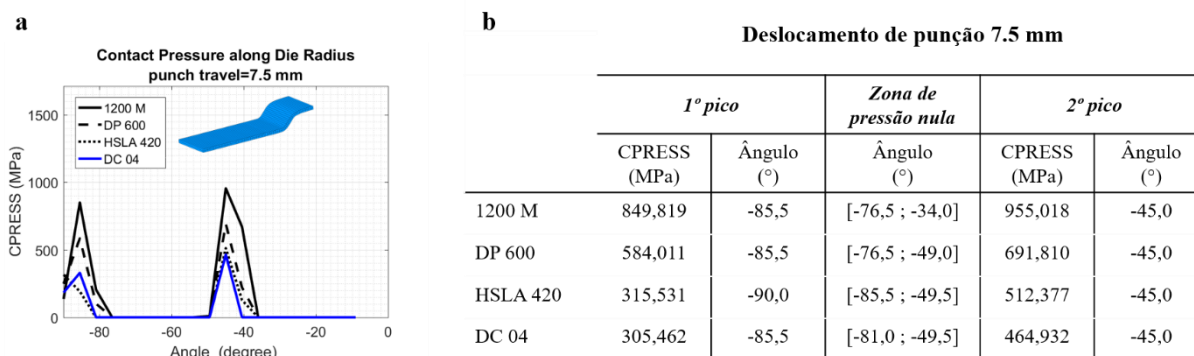
Em relação ao deslocamento do punção de 5 mm, em todos os materiais apresentam dois picos de pressão **Figura 4.34a**. Para além disso, todos os materiais apresentam interrupção do contacto entre a chapa e a matriz, com exceção do 1200 M, que apesar de apresentar uma região onde a pressão decresce para valores muito baixo não atinge uma pressão nula. Relativamente à localização dos picos de pressão e da zona de pressões de contacto nulas, verifica-se um padrão abrangente a todos os materiais. Tal como verificado anteriormente, a relação entre os valores dos materiais mantém-se, sendo o material 1200 M o que apresenta maiores pressões de contacto e o DC 04 as menores. A **Figura 4.34b** sumaria os valores de pressão (CPRESS) bem como a zona de pressão nula.

**a****b****Deslocamento de punção 5 mm**

	<i>1º pico</i>		<i>Zona de pressão nula</i>	<i>2º pico</i>	
	CPRESS (MPa)	Ângulo (°)	Ângulo (°)	CPRESS (MPa)	Ângulo (°)
1200 M	491,901	-85,5	-	638,692	-63,0
DP 600	450,095	-85,5	[-81,0 ; -72,0]	383,497	-63,0
HSLA 420	255,892	-85,5	[-81,0 ; -72,0]	409,869	-63,0
DC 04	224,123	-85,5	[-81,0 ; -72,0]	234,668	-63,0

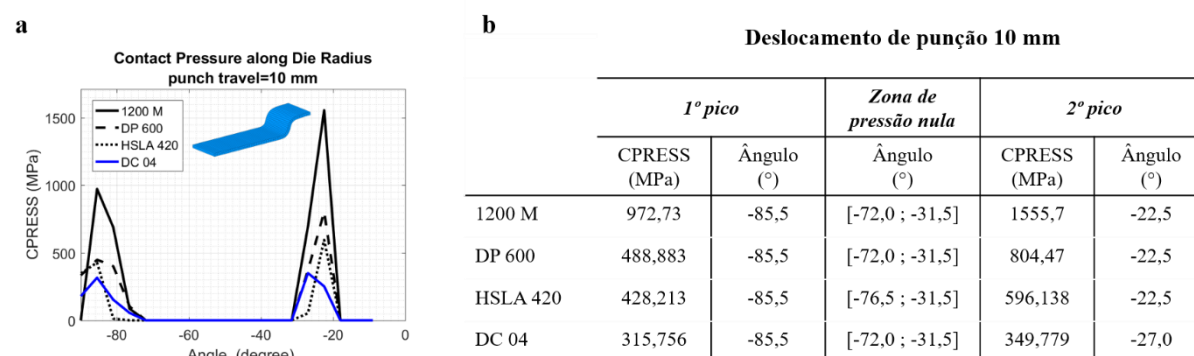
**Figura 4.34** - Evolução da pressão de contacto nos diferentes materiais para um deslocamento de punção de 5 mm, em função do ângulo do raio da matriz. **(a)** pressão de contacto ao longo do raio da matriz; **(b)** valores dos picos de pressão, localização e zona de pressão nula.

Quanto ao deslocamento de 7,5 mm, contrariamente ao que se sucedeu na análise anterior, é verificado que todos os modelos apresentam uma zona onde a pressão de contacto toma valores nulos **Figura 4.35a**. É ainda observando um padrão na localização dessa zona para todos os materiais. Novamente é observado uma regularidade na localização dos picos de pressão de contacto, bem como na relação dos valores da pressão de contacto. A **Figura 4.35b** sumaria os valores de pressão (CPRESS) bem como a zona de pressão nula.



**Figura 4.35** - Evolução da pressão de contacto nos diferentes materiais para um deslocamento de punção de 7,5 mm, em função do ângulo do raio da matriz. **(a)** pressão de contacto ao longo do raio da matriz; **(b)** valores dos picos de pressão, localização e zona de pressão nula.

Tal como sucedido anteriormente, para o deslocamento de 10 mm são observados dois picos de pressão de contacto sendo o segundo pico superior ao primeiro **Figura 4.36a**. Mais uma vez é verificado em todos os materiais, que ambos os picos se localizam no mesmo ângulo da matriz, assim como uma conformidade na região de contacto nula. Comparativamente com a análise anterior é verificado um aumento da área de pressão de contacto nula, tendo como consequência o afastamento do segundo pico, uma vez que o primeiro pico se mantém. Para além disso, é observado um aumento drástico na pressão de contacto. Quanto ao primeiro pico este é ligeiramente alterado. A **Figura 4.36b** sumaria os valores de pressão (CPRESS) bem como a zona de pressão nula.



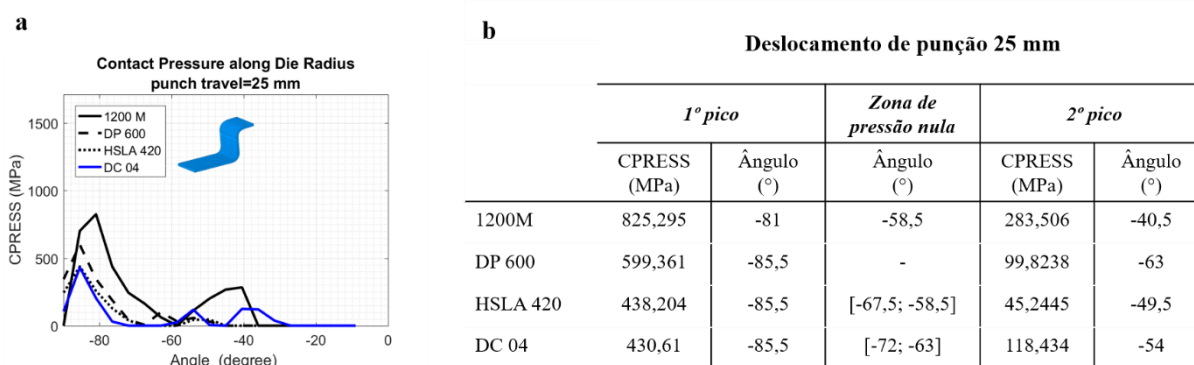
**Figura 4.36** - Evolução da pressão de contacto nos diferentes materiais para um deslocamento de punção de 10 mm, em função do ângulo do raio da matriz. **(a)** pressão de contacto ao longo do raio da matriz; **(b)** valores dos picos de pressão, localização e zona de pressão nula.

Para um deslocamento do punção de 25 mm (**Figura 4.37**), observa-se que todos os materiais apresentam dois picos de pressão de contacto à exceção do material DC 04 que apresenta três picos de pressão. Verifica-se que um padrão para o primeiro pico da pressão de contacto, tal como constatado nas análises anteriores. Novamente é verificado pressão de contacto é maior para o material 1200 M e menor para o material DC 04.

Relativamente à zona de pressão nula, observa-se que o DP 600 é o único que não apresenta interrupção do contacto, porém, a pressão de contacto toma valores muito baixos (6,14 MPa) para o ângulo -67,5°. Contrariamente ao que sucedia anteriormente, em que a zona da pressão de contacto nula registava-se para intervalo angular semelhante, agora verifica-se para intervalos muito distintos. Para o material 1200 M verifica-se apenas para -58,5°.

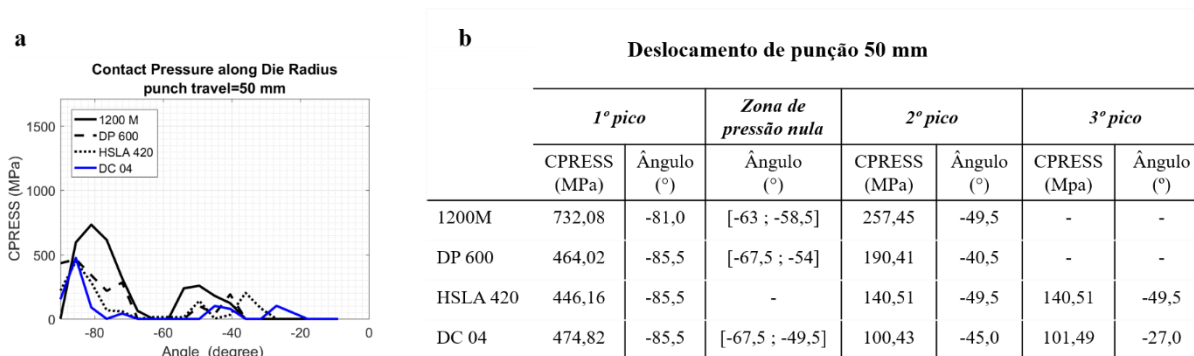
Após a região de pressão de contacto nulo, destaca-se o segundo pico de pressão. Este apresenta valores de pressão de contacto inferiores aos verificados para o primeiro pico. Uma vez que a zona da pressão de contacto nula toma valores distintos, a localização do segundo pico toma diversos valores para os diferentes modelos. Relativamente aos valores do segundo pico, observa-se que a pressão de contacto é superior para o material 1200 M, contudo contrariamente ao que acontecia anteriormente, o material DC 04 não é aquele que apresenta o menor valor da pressão de contacto, sendo mesmo este superior ao valor constatado para o segundo pico do material DP 600 e HSLA 420. Por fim, após o segundo pico, todos os materiais à exceção do material DC 04, deixa de haver contacto entre a chapa e a matriz e por conseguinte a pressão toma valores nulos. O material DC 04 apresenta ainda um terceiro pico de pressão, localizado a  $-40,5^\circ$  no valor de 124 MPa.

Quanto à área total de contacto, esta é maior para o modelo DC 04, uma vez que este apresenta um pico adicional em relação aos outros materiais. Em relação aos restantes materiais, o 1200 M é aquele que apresenta uma maior área de contacto total, deixando de haver contacto total a  $-40,5^\circ$  e o DP 600 aquele que regista a menor área de contacto total, terminando o contacto a  $-49,5^\circ$ . Isto deve-se ao facto da localização do segundo pico de pressão ser mais afastado do início do raio da matriz, enquanto no caso do DP 600 verifica-se mais próximo.



**Figura 4.37** - Evolução da pressão de contacto nos diferentes materiais para um deslocamento de punção de 25 mm, em função do ângulo do raio da matriz. **(a)** pressão de contacto ao longo do raio da matriz; **(b)** valores dos picos de pressão, localização e zona de pressão nula.

Por último, para um deslocamento do punção de 50 mm (**Figura 4.38**), verifica-se que os materiais 1200 M e DP 600 apresentam dois picos de pressão de contacto, contudo os materiais HSLA 420 e DC 04 apresentam três picos. Relativamente ao primeiro pico de pressão e à zona de pressão de contacto nula, verifica-se um padrão na sua localização. Porém, a localização do segundo pico apresenta localizações distintas para os diferentes materiais, sendo o material DP 600 aquele que se encontra mais afastado do início do raio da matriz. Segue-se uma zona de pressão de contacto nula, sendo maior para o material DC 04. Por fim, a área total de contacto é maior para o modelo HSLA 420 e DC 04, uma vez que apresentam 3 picos de pressão de contacto.



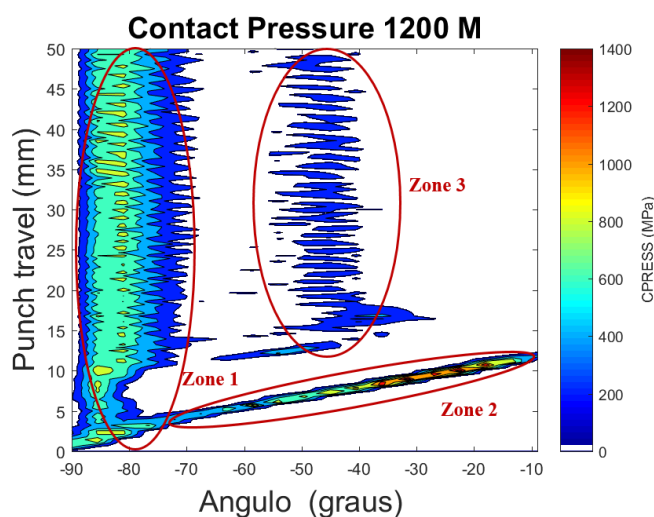
**Figura 4.38** - Evolução da pressão de contacto nos diferentes materiais para um deslocamento de punção de 50 mm em função do ângulo do raio da matriz. **(a)** pressão de contacto ao longo do raio da matriz; **(b)** valores dos picos de pressão, localização e zona de pressão nula.

#### 4.2.4.1 Análise das zonas de resposta da pressão de contacto

Explorou-se a evolução da pressão de contacto ao longo do raio da matriz para todos os deslocamentos do punção. Para todos os materiais é possível distinguir as três zonas características do processo *deep-drawing*.

Para o material 1200 M (**Figura 4.39**), observa-se que a primeira zona se localiza entre -90° a -65°, apresentando valores de pressão de contacto entre 200 a 800 MPa. Relativamente à segunda zona, representada pela reta característica, inicia-se a -90° para um deslocamento do punção de 0 mm e termina a -10° para um deslocamento de 12 mm. É nesta zona que se encontra a máxima pressão de contacto, no valor de 1582 MPa, localizada no ângulo -31,5° e para um deslocamento do punção de 8,9 mm. Por fim, a terceira zona encontra-se entre o intervalo angular de -65° a -30°, com valores compreendidos entre 50 a 200 MPa.

Em relação às fases de resposta da pressão de contacto, verifica-se que a fase transiente ocorre para um deslocamento do punção entre 0 a 18,2 mm, e a fase estacionária entre 18,2 a 50 mm.



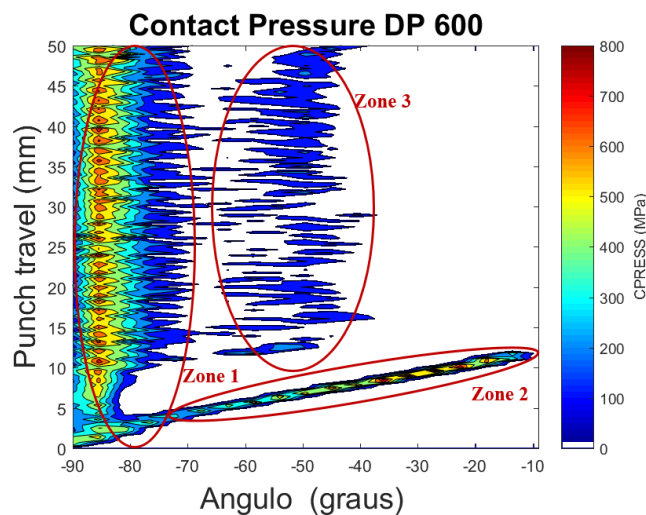
**Figura 4.39** – Evolução, com o deslocamento do punção, da pressão de contacto (CPRESS) do material 1200 M ao longo do raio da matriz.



Quanto ao material DP 600 (**Figura 4.40**), a zona 1 decorre entre  $-90^\circ$  a  $-70^\circ$ , apresentando valores compreendidos entre 200 a 600 MPa. Em relação à zona 2, observa-se que a reta característica mantém o declive em relação à análise anterior, contudo a máxima pressão de contacto é constatada para um menor ângulo ( $-27^\circ$ ) e para um maior deslocamento do punção 9,6 mm. É ainda observado que o valor da pressão de contacto diminui (856 MPa). Por último, a zona 3 esta compreendida entre  $-55^\circ$  a  $-30^\circ$  com valores entre 50 a 100 MPa.

Comparativamente com o material 1200 M, verifica-se a zona 1 mantém-se inalterada, contudo apresenta valores inferiores. Quanto à zona 2, esta aumenta ligeiramente. Constata-se ainda uma diminuição dos valores da pressão de contacto. A máxima pressão de contacto do modelo 1200 M é 1,8 vezes superior à máxima pressão de contacto do material DP 600.

Relativamente à fase da resposta do regime transiente, este verifica-se para um deslocamento do punção entre 0 a 19 mm e a fase estacionária entre 19 a 50 mm. Em comparação com o modelo 1200 M, observa-se que a fase do regime transiente aumentou ligeiramente.

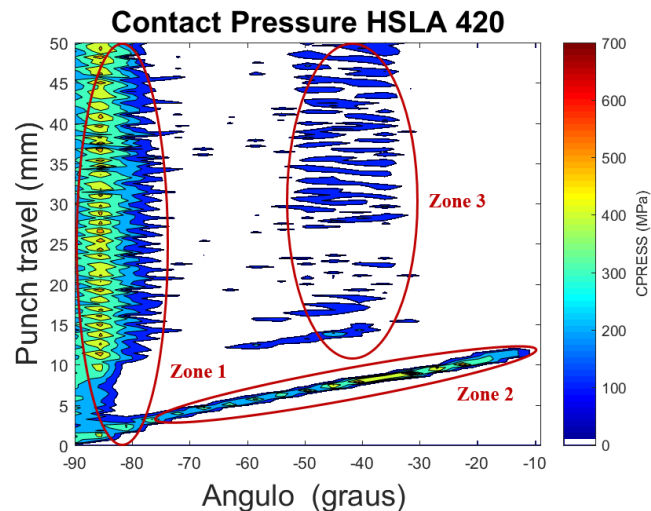


**Figura 4.40** – Evolução, com o deslocamento do punção, da pressão de contacto (CPRESS) do material DP 600 ao longo do raio da matriz.

Para o material HSLA 420 (**Figura 4.41**), a zona 1 encontra-se compreendido entre  $-90^\circ$  a  $-72^\circ$ , com valores entre 200 a 500 MPa. Em relação à segunda zona, a reta característica verifica o mesmo declive observado nas análises anteriores. A máxima pressão no valor de 768 MPa, é constatada para  $-31,5^\circ$  e para um deslocamento do punção 8,9 mm. Por fim, a zona 3 é observada para um intervalo angular de  $-55^\circ$  a  $-35^\circ$ , com valores entre 50 a 100 MPa.

A fase da resposta transiente ocorre entre 0 mm a 17,5 mm, e a resposta estacionária de 17,5 mm a 50 mm.

Comparativamente com as análises anteriores, observa-se uma ligeira diminuição da zona 1, bem como dos valores da pressão de contacto. Quanto à zona 3, constata-se que o intervalo angular aumentou ligeiramente em relação ao modelo DP 600, observando também um deslocamento na localização. Porém é menor em relação ao modelo 1200M. É ainda observado que a máxima pressão de contacto do material 1200 M é duas vezes superior ao material HSLA 420, no mesmo ângulo e deslocamento do punção. Em contrapartida, a máxima pressão de contacto do modelo DP 600 é 1,1 vezes superior ao modelo HSLA 420 e sua localização ocorre para maiores ângulos e para menores deslocamentos do punção. Em relação a área da resposta transiente, esta diminui ligeiramente.

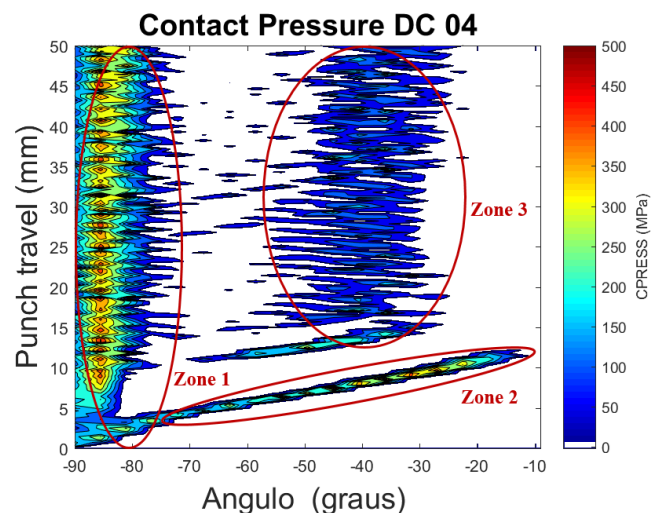


**Figura 4.41** – Evolução, com o deslocamento do punção, da pressão de contacto (CPRESS) do material HSLA 420 ao longo do raio da matriz.

Por último, no material DC 04 (**Figura 4.42**) a primeira zona é observada entre o intervalo  $-90^{\circ}$  a  $-70^{\circ}$ , apresentando valores entre 150 a 400 MPa. Novamente é verificado que o declive da reta da zona 2 mantém-se idêntico ao observado nas análises anteriores. A máxima pressão de contacto, no valor de 465 MPa é verificada para um ângulo  $-45^{\circ}$  e um deslocamento do punção de 7,5 mm. Relativamente à zona 3, apresenta um intervalo angular compreendido entre  $-55^{\circ}$  a  $-25^{\circ}$ , apresentando valores entre 50 a 100 MPa.

Quanto à fase da resposta transiente está encontra-se compreendida entre 0 a 16 mm, sendo a fase de resposta estacionária entre 16 a 50 mm.

Comparativamente com os materiais anteriormente analisados, observa-se que área da zona 1 é idêntica à respetiva do material DP 600, 1200 M, sendo menor do que a constatada para os materiais HSLA 420. Quanto à zona 3 observa-se que o material DC 04 apresenta o maior intervalo angular. Em relação à máxima pressão de contacto, o valor correspondente ao modelo 1200 M é 3,4 vezes superior ao modelo DC 04, enquanto que o modelo DP 600 é 1,8 vezes superior e o modelo HSLA 420 é 1,6 vezes. Por fim, observa-se que a fase transiente diminui, aumentando a fase estacionária.



**Figura 4.42** – Evolução, com o deslocamento do punção, da pressão de contacto (CPRESS) do material DC 04 ao longo do raio da matriz.



Resumindo, as fases de resposta da pressão de contacto estas são também influenciadas pelo material. Para o modelo 1200 M a resposta estacionária inicia-se 18,2 mm, para o modelo DP 600 inicia-se a 19 mm, para o modelo HSLA 420 inicia-se a 17,5 mm e para o modelo DC 04 inicia-se a 16 mm (**Tabela 4.6**). Conclui-se que a fase de resposta transiente é mais curta que a fase de resposta estacionária, no entanto não há variações significativas para os diferentes materiais.

**Tabela 4.6** – Diferentes fases de resposta da pressão de contacto nos diferentes modelos.

Modelo	Regime transiente	Regime estacionário
1200 M	0-18,2	18,2-50
DP 600	0-19	19-50
HSLA 420	0-17,5	17,5-50
DC 04	0-16	16-50

### 4.3 Distância de escorregamento

Observando as análises anteriores, foi constatado que existem condições de contacto descontínuas durante o processo de estampagem, em particular no processo de *deep-drawing*. Apesar de uma grande parte do processo exibir condições de contacto estacionárias, existe uma fase inicial transiente que apresenta condições de contacto severas e dependentes do tempo, e cujos picos de pressão de contacto excedem os experimentados durante a fase estacionária. Como resultado, a distância relativa entre a chapa metálica e a matriz não podem ser consideradas uniformemente distribuídas ao longo do raio da matriz. Portanto, a resposta do desgaste não só é determinada pela análise da pressão de contacto, mas também pela avaliação da distância de escorregamento (Pereira *et al.* 2010). Consequentemente, uma importante etapa para a previsão do desgaste da ferramenta no processo de estampagem passa por compreender e caracterizar a distribuição da distância de escorregamento entre a chapa metálica e o raio da matriz.

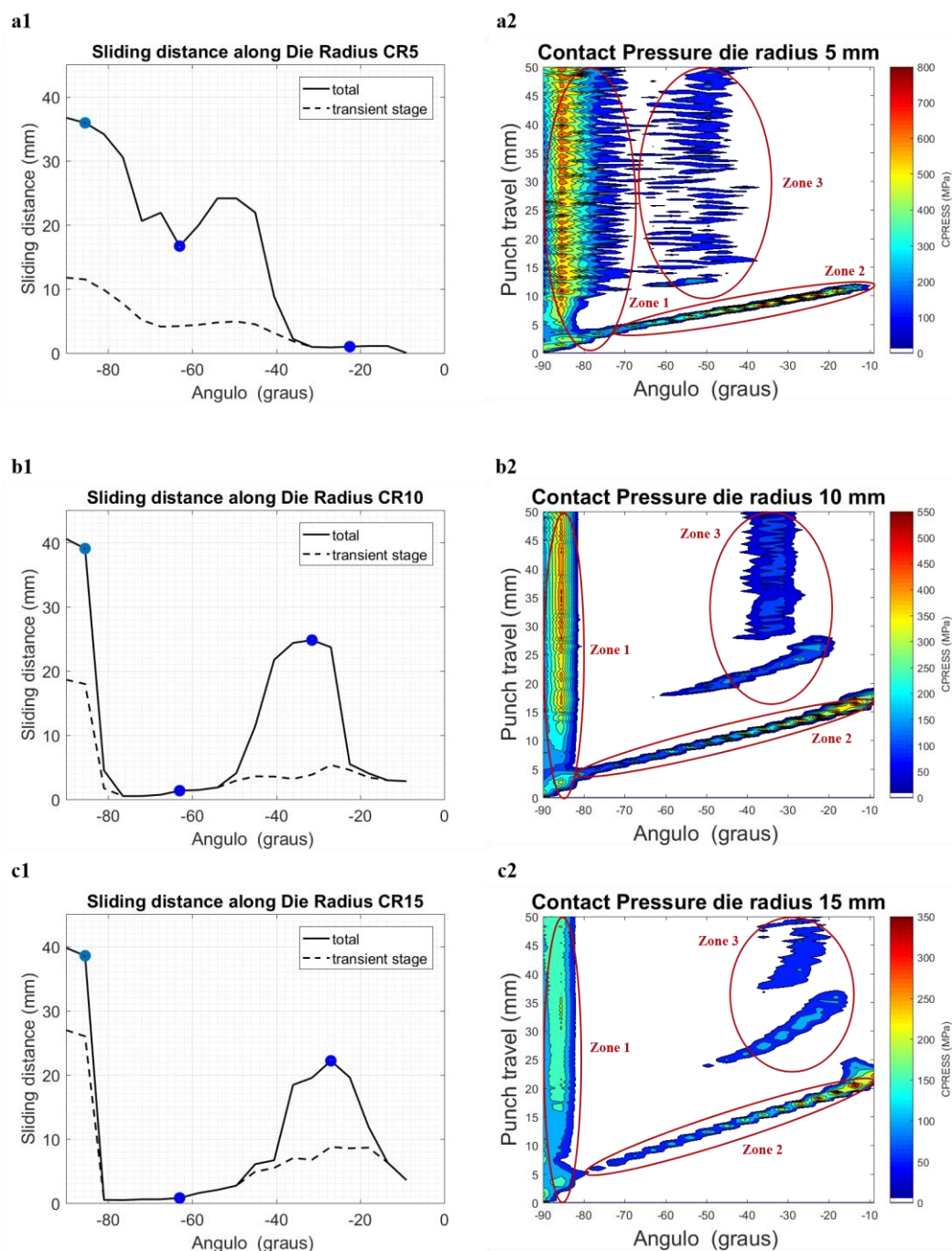
Para determinar a distância de escorregamento é utilizado o comando FSLIPEQ do software ABAQUS<sup>TM</sup>/Standart Version 6.13-1 (ver anexo E). A distância de escorregamento tem por base o seguinte: se a pressão de contacto para um dado ângulo do raio da matriz  $\theta$  e para um dado tempo de incremento  $i$ , for zero – não existe contacto entre a chapa e a matriz- a distância de deslocamento mantém o valor constante. Por outro lado, caso a pressão de contacto verificada para um ângulo  $\theta$  e para um incremento de tempo  $i$ , tomar valores superiores a zero – quando ocorre contacto entre a chapa e a superfície da matriz – a distância de escorregamento corresponde ao deslocamento do nó da chapa desde o incremento atual até ao próximo incremento (Pereira *et al.* 2010).

Seguidamente foi analisada a distância de escorregamento total ao longo do raio da matriz, para os diferentes modelos (CR5, CR10, CR15, t2, t4, t6, 1200 M, DP 600, HSLA 420, DC 04), estudando assim a influência do raio da matriz, espessura da chapa e diferentes materiais de chapa metálica.

Observando os três modelos do raio da matriz (**Figura 4.43a1-c1**), verifica-se que a evolução da distância de escorregamento do modelo CR5 apresenta um comportamento distinto em relação aos modelos CR10 e CR15, que apresentam um comportamento semelhante entre eles. Para todos os modelos constata-se que a máxima distância de escorregamento ocorre para um ângulo  $-90^\circ$ , sendo a distância de escorregamento para o modelo CR5 no valor de 37 mm, para o modelo CR10 de 41 mm e para o modelo CR15 de 40 mm. Quanto à menor distância de escorregamento, para o modelo CR5 esta verifica-se no ângulo de  $-27^\circ$  no valor de 0,86 mm, enquanto que para o modelo CR10 e CR15 ocorre a  $-76,5^\circ$  no valor de 0,447 mm e de 0,46 mm, respetivamente. No modelo CR5 verifica-se uma diminuição progressiva constante da distância de escorregamento ao longo do raio da matriz, porém para os modelos CR10 e CR15 verifica-se um quebra repentina, para em seguida aumentar novamente, contudo apresentando valores inferiores aos valores iniciais.

Para compreender a evolução da distância de escorregamento ao longo do raio da matriz, recuperei os resultados obtidos anteriormente em que se observa a distribuição da pressão de contacto ao longo do raio da matriz para todos os deslocamentos de punção (**Figura 4.43a2- c2**).

No modelo CR5 (**Figura 4.43a2**) verifica-se que entre  $-90^\circ$  a  $-40^\circ$  (onde se localizam a zona 1 e zona 3 predominantemente) a pressão de contacto ocorre para todos os deslocamentos do punção, enquanto que entre  $-40^\circ$  a  $-10^\circ$  só se verifica pressão de contacto para um único deslocamento do punção, correspondendo à zona 2. Relativamente aos modelos CR10 e CR15 (**Figura 4.43b2 e c2**) é observado que entre  $-90^\circ$  a  $-80^\circ$  (zona 1) ocorre pressão de contacto para todos os deslocamentos de punção, porém a zona 3 desloca-se, e consequentemente, entre  $-80^\circ$  a  $-40^\circ$  está presente unicamente a zona 2, verificando-se pressão de contacto num único deslocamento do punção. Entre  $-40^\circ$  a  $-20^\circ$ , onde continua a estar presente a zona 3, volta-se a observar uma pressão de contacto para um número maior de deslocamentos do punção, contudo inferior ao observado na zona 1. Sendo assim conclui-se que a distância de escorregamento está relacionado com a localização das diferentes zonas de pressão.

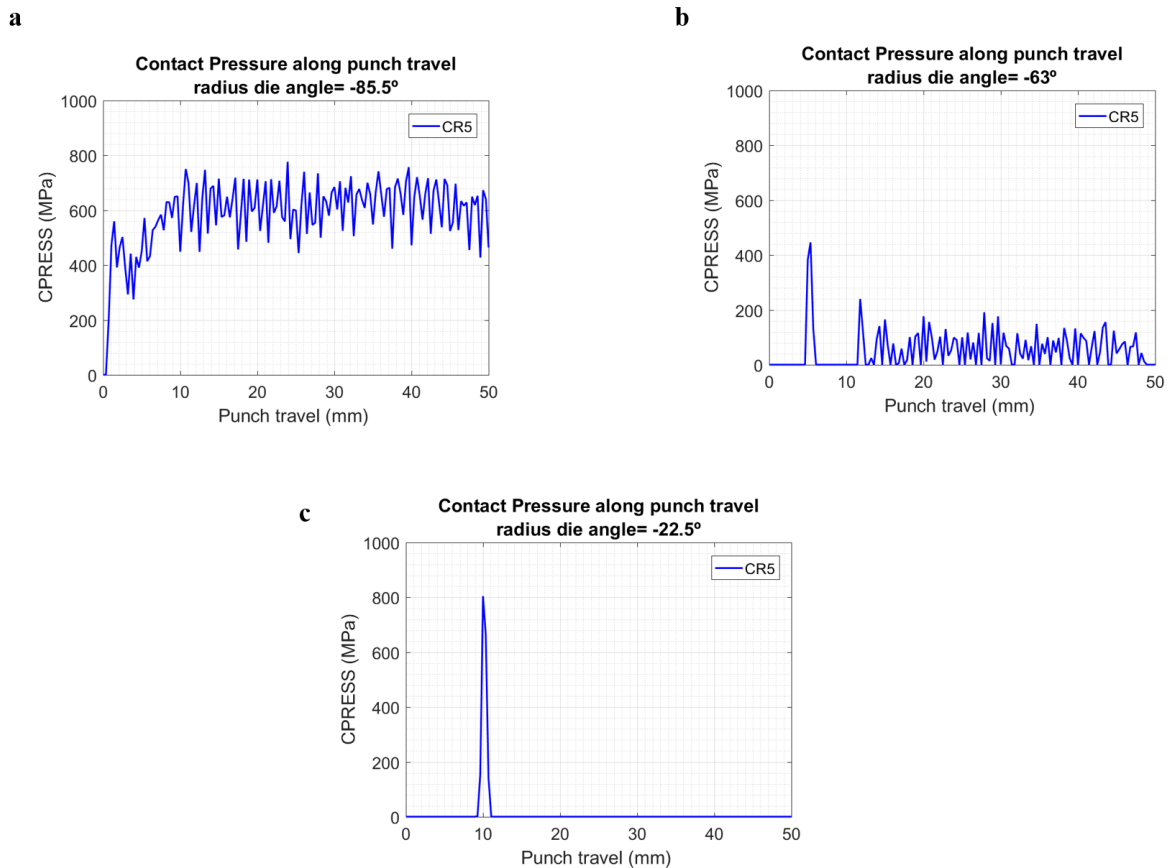


**Figura 4.43** – Distância de escorregamento e pressão de contacto ao longo do raio da matriz (ângulo). **(a1 e a2)**  $R_{\text{matriz}} = 5 \text{ mm}$  – modelo CR5; **(b1 e b2)**  $R_{\text{matriz}} = 10 \text{ mm}$  - modelo CR10; **(c1 e c2)**  $R_{\text{matriz}} = 15 \text{ mm}$  - modelo CR15.

A distância de escorregamento está relacionada com o contacto entre a chapa metálica e matriz. Sendo assim, os pontos da matriz que apresentam contacto contínuo ao longo do deslocamento do punção serão aqueles que apresentam uma maior distância de escorregamento. Por outro lado, os pontos da matriz que verifique um único contacto ao longo do deslocamento do punção irá apresentar uma distância de escorregamento muito baixa. O contacto nos diferentes pontos do raio da matriz irá ser discutido para os diferentes modelos do raio da matriz (CR5, CR10 e CR15), sendo discutida a evolução da pressão de contacto para um dado ângulo do raio da matriz ao longo do deslocamento do punção.

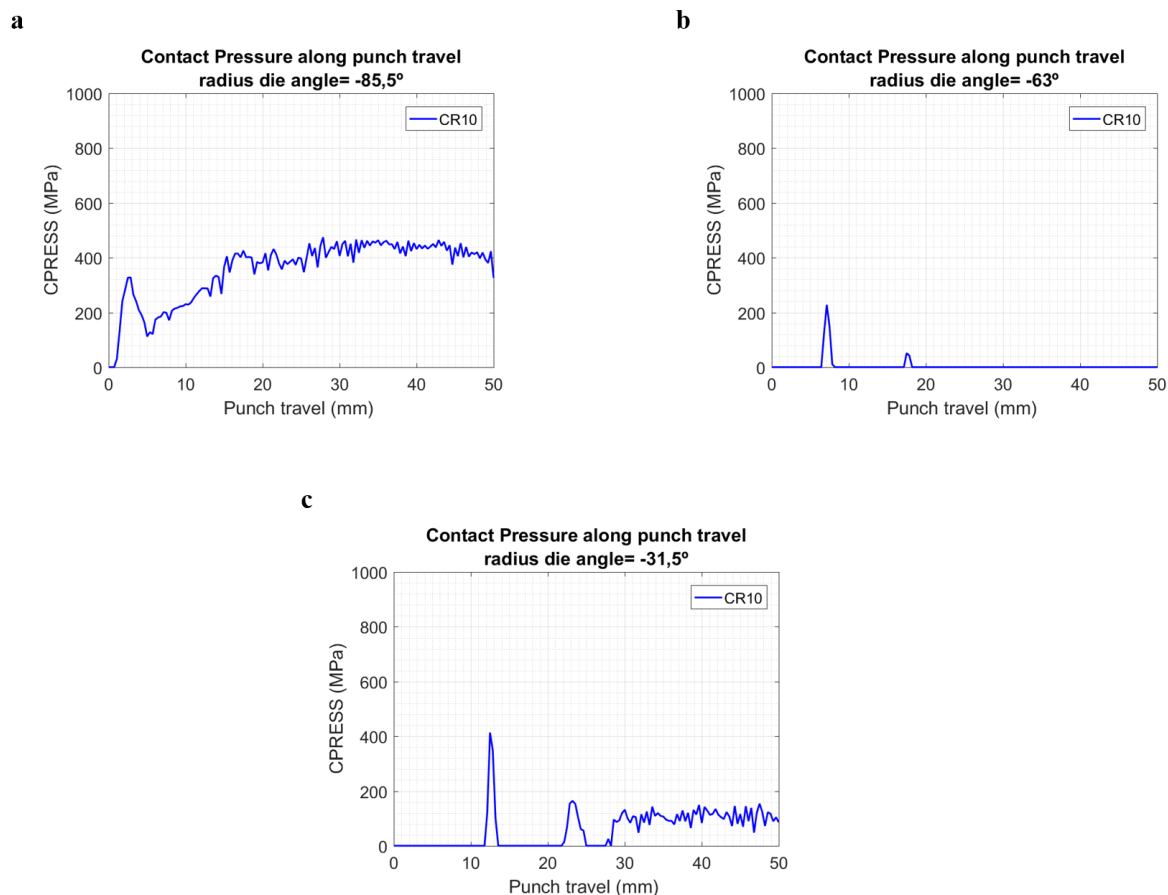
Para o modelo CR5, os ângulos escolhidos foram  $-85,5^\circ$ ,  $-63^\circ$  e  $-22,5^\circ$  destacados na **Figura 4.43a**. Para o ângulo  $-85,5^\circ$ , constata-se que a pressão de contacto é superior a zero para todos os deslocamentos do punção (**Figura 4.44a**), enquanto que para o ângulo  $-63^\circ$  verifica-se uma

zona inicial em que a pressão de contacto toma valores nulos (**Figura 4.44b**). Segue-se uma zona de pressões de contacto superior a zero. Por fim, para o ângulo de  $-22,5^\circ$  observa-se um único pico de pressão de contacto (**Figura 4.44c**). Sendo assim é previsto que para o ângulo de  $-85,5^\circ$  a distância de escorregamento é maior que o ângulo  $-63^\circ$  e para o ângulo de  $-22,5^\circ$ .



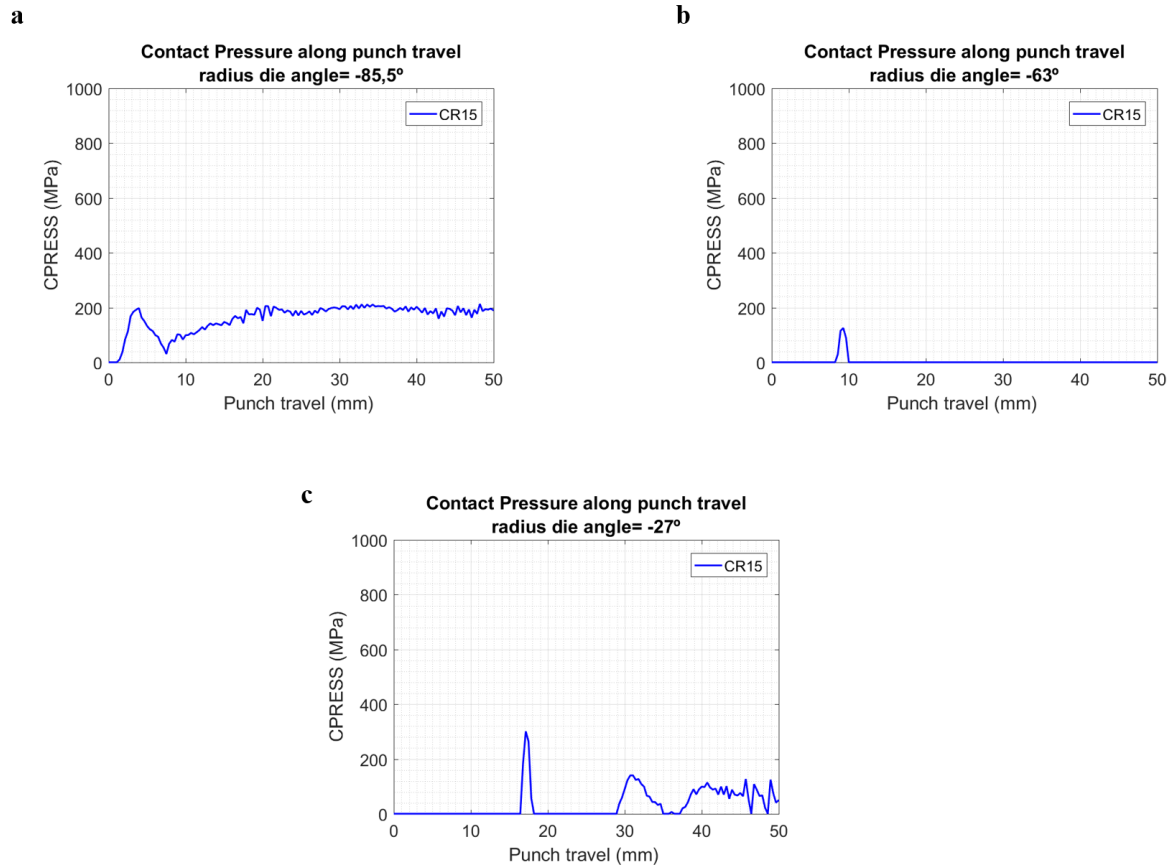
**Figura 4.44** – Pressão de contacto ao longo do deslocamento do punção do modelo raio da matriz 5 mm (CR5).  
(a) ângulo do raio da matriz  $-85,5^\circ$ ; (b) ângulo do raio da matriz  $-63^\circ$ ; (c) ângulo do raio da matriz  $-22,5^\circ$ .

Relativamente ao modelo CR10, os ângulos escolhidos para análise são  $-85,5^\circ$ ,  $-63^\circ$  e  $-31,5^\circ$ , baseados na **Figura 4.43b**. Tal como anteriormente, para o ângulo de  $-85,5^\circ$  verifica-se que a pressão de contacto é superior a zero para todos os deslocamentos do punção (**Figura 4.45a**), contudo relativamente à análise anterior as pressões de contacto apresentam valores inferiores. Relativamente ao ângulo de  $-63^\circ$ , observa-se unicamente dois picos de pressão de contacto, contrariamente ao que sucedia anteriormente para o mesmo ângulo (**Figura 4.45b**). Por fim, para o ângulo de  $-31,5^\circ$  observa-se uma zona inicial de pressões de contacto nulas, seguido de pressões de contacto superior a zero, contudo com valores inferiores à pressão de contacto verificada para  $-85,5^\circ$  (**Figura 4.45c**). Por conseguinte, a distância de escorregamento é maior para o ângulo de  $-85,5^\circ$  e menor para o ângulo de  $-63^\circ$ .



**Figura 4.45** - Pressão de contacto ao longo do deslocamento do punção do modelo raio da matriz 10 mm (CR10). (a) ângulo do raio da matriz -85,5°; (b) ângulo do raio da matriz -63°; (c) ângulo do raio da matriz -31,5°.

Por último para o modelo CR15, os ângulos escolhidos para análise são o -85,5°, -63° e -27°, de acordo com a **Figura 4.43c**. Novamente é observado que, para o ângulo -85,5° a pressão de contacto é superior a zero para todos os deslocamentos do punção (**Figura 4.46a**). Relativamente ao ângulo de -63°, tal como sucedia para a análise de CR10, existe unicamente pressão de contacto para um deslocamento do punção (**Figura 4.46b**). Para o ângulo de -27°, a pressão de contacto apresenta um zona inicial de pressão de contacto nula, tomando posteriormente valores de pressão de contacto superiores (**Figura 4.46c**). Com isto podemos concluir que a distância de escorregamento é maior para o ângulo -85,5° e menor para -63°, tal como esperado.



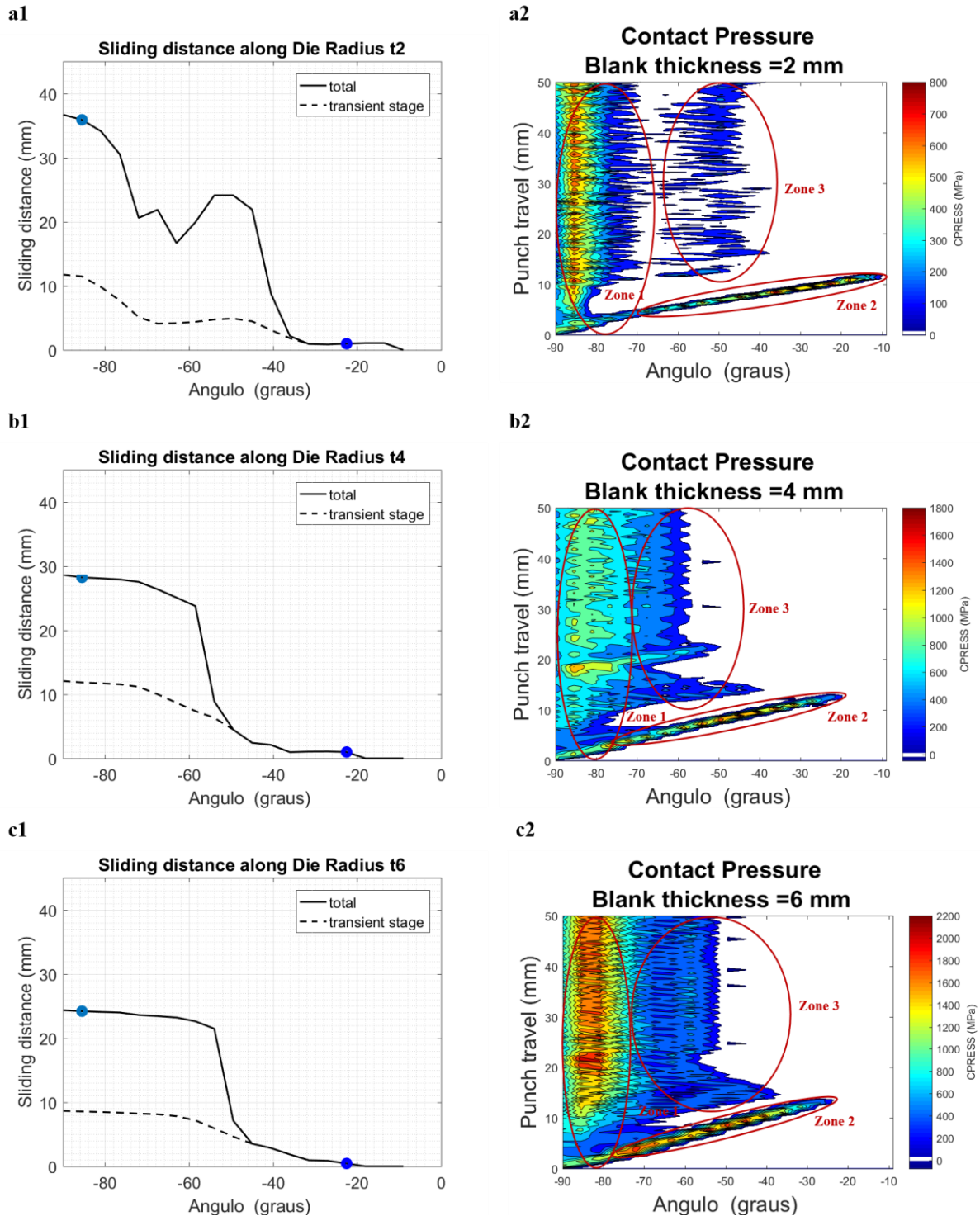
**Figura 4.46** - Pressão de contacto ao longo do deslocamento do punção do modelo raio da matriz 15 mm (CR15). (a) ângulo do raio da matriz  $-85,5^\circ$ ; (b) ângulo do raio da matriz  $-63^\circ$ ; (c) ângulo do raio da matriz  $-27^\circ$ .

Analisando os modelos com diferentes espessuras de chapa ( $t_2$ ,  $t_4$  e  $t_6$ ), observa-se um comportamento semelhante entre os modelos (**Figura 4.47**). Para todos os modelos, verifica-se que a máxima distância de escorregamento ocorre a  $-90^\circ$ , tendo como valores 37 mm, 29 mm e 24 mm para os modelos  $t_2$ ,  $t_4$  e  $t_6$  respetivamente. Quanto à mínima distância de escorregamento, esta é verificada para o modelo  $t_2$  a  $-27^\circ$  no valor de 0,86 mm, para o modelo  $t_4$  a  $-36^\circ$  no valor de 0,98 mm e para o modelo  $t_6$  a  $-22,5^\circ$  no valor de 0,45 mm. Consta-se assim que a distância de escorregamento diminui com o aumento da espessura da chapa metálica.

Tal como anteriormente, a evolução da distância de escorregamento ao longo do deslocamento do punção dos diferentes modelos está relacionado com as diferentes zonas da pressão de contacto, por isso os resultados zonas da pressão de contacto foram novamente representados na **Figura 4.47a2-c2**.

Na **Figura 4.47a2** é observado que entre o intervalo de  $-90^\circ$  e  $-40^\circ$  ocorrem pressões de contacto para todos os deslocamentos do punção, onde coincidem com a zona 1 e zona 3. Entre  $-40^\circ$  a  $-10^\circ$  está presente unicamente a zona 2, verificando-se unicamente pressão de contacto para um dado deslocamento do punção. Relativamente ao modelo  $t_4$  e  $t_6$  (**Figura 4.47b2 e c2**), observa-se novamente que para o intervalo de  $-90^\circ$  a  $-50^\circ$  ocorrem pressões de contacto para todos os deslocamentos do punção. Neste intervalo estão presentes as zona 1 e 3. Entre  $-50^\circ$  a  $-20^\circ$  contacta-se pressão de contacto para um único deslocamento do punção (zona 2). O facto de ocorrer uma depressão mais acentuada no modelo  $t_2$  que não se verifica nos modelos  $t_4$  e  $t_6$  deve-se à pressão de contacto nula que ocorre entre a zona 1 e zona 3.

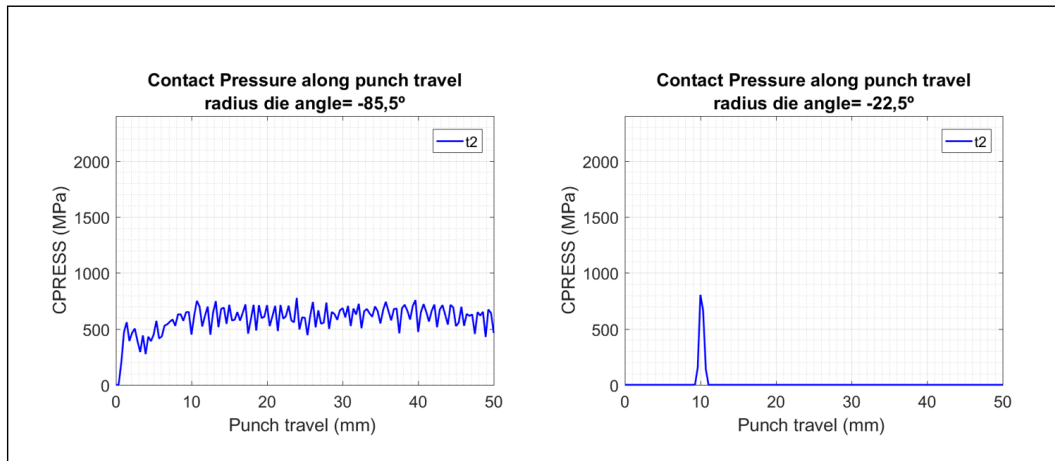




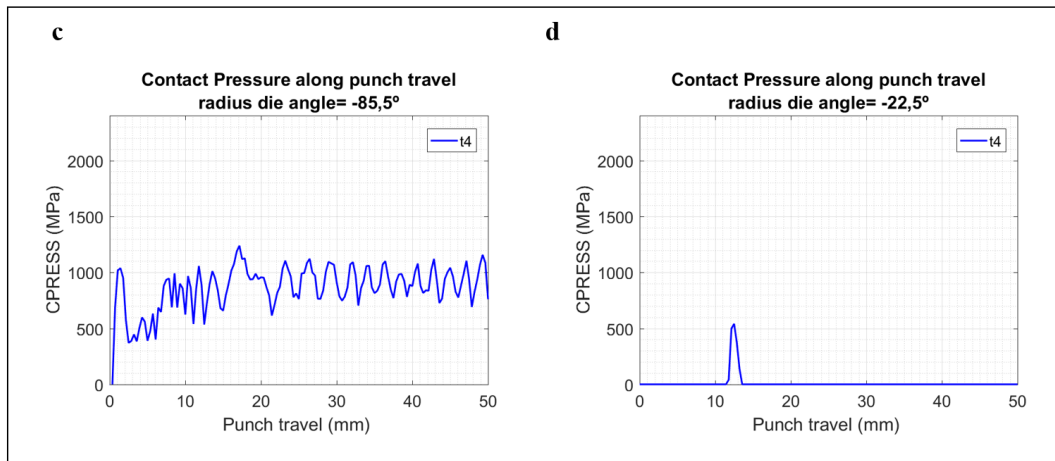
**Figura 4.47** - Distância de escorregamento e pressão de contacto em função do raio da matriz (ângulo). **(a1 e a2)** espessura da chapa 2 mm (modelo t2); **(b1 e b2)** espessura da chapa 4 mm (modelo t4); **(c1 e c2)** espessura da chapa 6 mm (modelo t6).

Para melhor compreensão da distância de escorregamento em certos pontos da matriz é analisada a pressão de contacto ao longo do deslocamento do punção para os ângulos  $-85,5^\circ$  e  $-22,5^\circ$  (**Figura 4.48**). Em todos os modelos, observa-se que para o ângulo  $-85,5^\circ$  ocorre pressão de contacto ao longo de todo o deslocamento do punção, diferenciando entre os modelos no valor numérico da pressão de contacto, que é menor para o modelo t2 e maior para o modelo t6. O mesmo sucede para o ângulo de  $-22,5^\circ$ . Todos os modelos apresentam uma única pressão de contacto para um deslocamento do punção. Porém a pressão de contacto é maior para o modelo t2 e menor para o modelo t6.

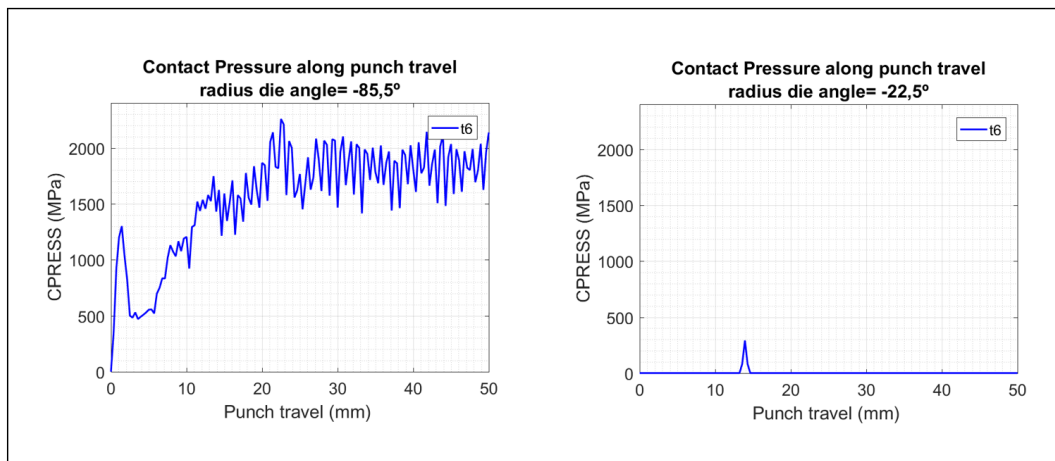
Modelo t2



Modelo t4



Modelo t6



**Figura 4.48** - Pressão de contacto ao longo do deslocamento do punção para os modelos com raio da matriz 5 mm, material DP 600 e espessura de chapa: 2 mm (modelo t2), 4 mm (modelo t4) e 6 mm ( modelo t6). (a, c, e) ângulo do raio da matriz -85,5°; (b, d, f) ângulo do raio da matriz -22,5°.

Por último é analisada a influência da distância de escorregamento para os diferentes materiais de chapa. Observando a **Figura 4.49**, verifica-se que todos os modelos apresentam um comportamento similar entre eles. Todos os materiais apresentam um pico decrescente de distância de escorregamento.



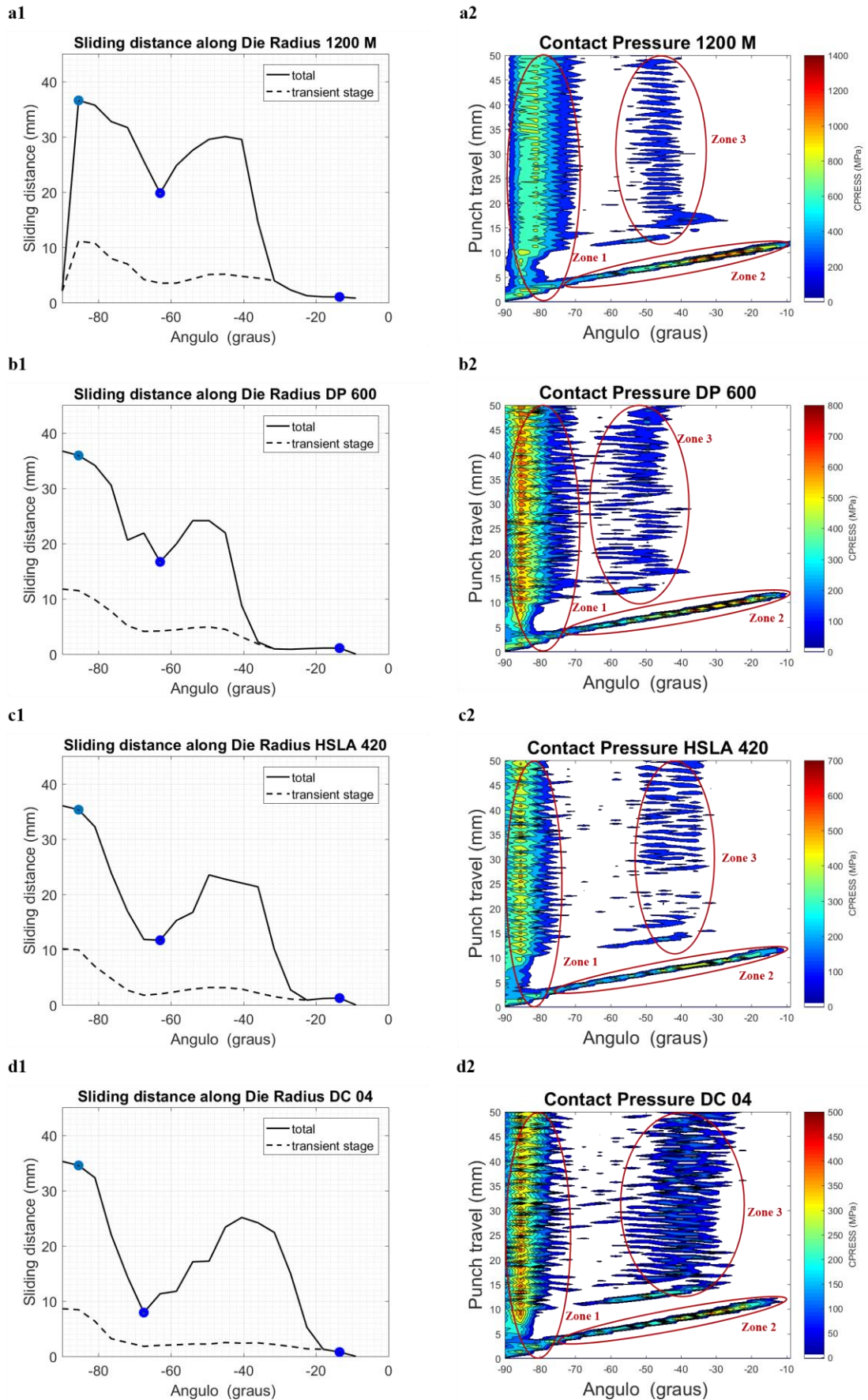
Para o material 1200 M, a máxima distância de escorregamento ocorre a  $-85,5^\circ$  no valor de 37 mm, sendo a mínima distância de escorregamento verificada a  $-9^\circ$  no valor de 0,811 mm (**Figura 4.49a1**). Para os restantes materiais a máxima distância de escorregamento observa-se a  $-90^\circ$  no valor de 37 mm, 36 mm e 35 mm para os modelos DP 600 (**Figura 4.49b1**), HSLA 420 (**Figura 4.49c1**) e DC 04 (**Figura 4.49d1**), respetivamente. Quanto à mínima distância de escorregamento, para o modelo DP 600 constata-se a  $-27^\circ$  no valor de 0,86 mm, para o modelo HSLA 420 a  $-9^\circ$  (0,009 mm) e para o modelo DC 04 a  $-13,5^\circ$  (0,78 mm).

Mais uma vez, a compreensão da evolução da distância de escorregamento, passa pela análise das diferentes zonas de pressão de contacto para os materiais 1200 M, DP 600, HSLA 420 e DC 04, por isso os resultados das zonas da pressão de contacto foram novamente representados (**Figura 4.49a2, b2, c2 e d2**).

Para o material 1200 M (**Figura 4.49a2**), entre o intervalo angular de  $-90^\circ$  a  $-40^\circ$  encontram-se pressões de contacto ao longo de todos os deslocamentos do punção (zona 1 e zona 3), porém entre  $-40^\circ$  a  $-10^\circ$  observa-se uma única pressão de contacto para um único deslocamento do punção (zona 2). Entre o intervalo angular  $-70^\circ$  a  $-55^\circ$  a pressão de contacto toma valores nulos em alguns deslocamentos do punção. Isto provoca a diminuição da distância de escorregamento, observando-se um pico decrescente.

Relativamente ao material DP 600 (**Figura 4.49b2**), tal como para o material 1200 M, entre  $-90^\circ$  a  $-40^\circ$  encontram-se pressões de contacto para todos os deslocamentos do punção. Entre  $-40^\circ$  a  $-10^\circ$ , observa-se unicamente a zona 2, encontrando uma pressão de contacto para um único deslocamento do punção. Tal como sucede anteriormente, entre  $-70^\circ$  a  $-60^\circ$  constata-se em alguns casos pressão de contacto nula.

Quanto ao material HSLA 420 e ao DC 04 (**Figura 4.49c2 e d2**) entre  $-90^\circ$  a  $-30^\circ$ , ocorre pressão de contacto para todos os deslocamentos do punção (zona 1 e zona 3). Entre  $-70^\circ$  a  $-50^\circ$  observa-se pressão de contacto nula para alguns deslocamentos do punção. Por fim, entre  $-30^\circ$  a  $-10^\circ$  ocorre unicamente a zona 2, constando-se pressão de contacto para um único deslocamento do punção.



**Figura 4.49** - Distância de escorregamento e pressão de contacto ao longo do raio da matriz (ângulo). **(a1, a2)** material 1200 M; **(b1, b2)** material DP 600; **(c1, c2)** material HSLA 420; **(d1, d2)** material DC 04.

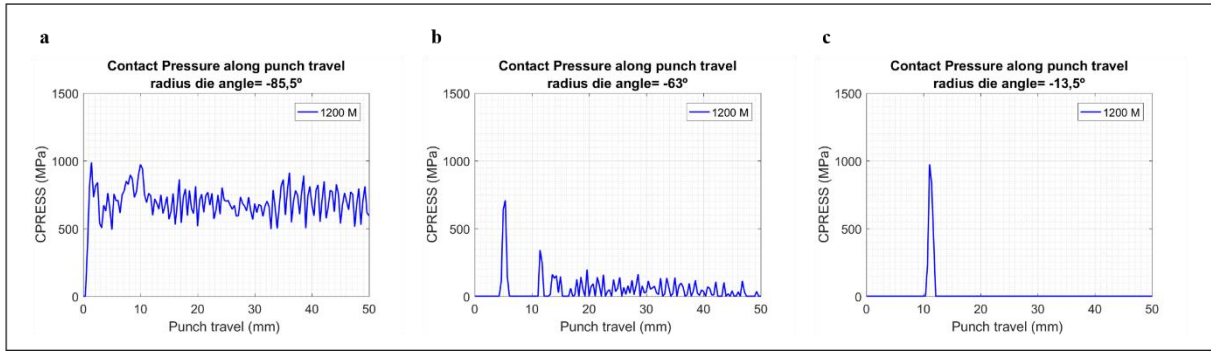
Para melhor compreensão da distância de escorregamento em certos pontos da matriz foi analisada a pressão de contacto ao longo do deslocamento do punção para os ângulos destacados na **Figura 4.49**.

Para todos os materiais, os ângulos escolhidos foram o  $-85,5^\circ$  e o  $-13,5^\circ$  uma vez que é nesses que ocorre a máxima e a mínima distância de escorregamento, respetivamente. É ainda representado um terceiro ponto que corresponde ao pico decrescente, sendo no valor de  $-63^\circ$  para o material 1200 M, DP 600 e HSLA 420, contudo para o material DC 04 é no valor de  $67,5^\circ$ .

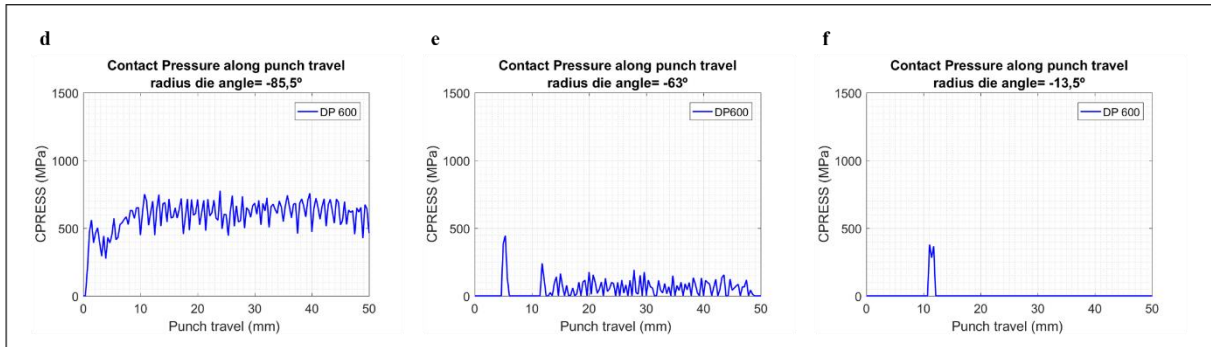
O valor numérico da pressão de contacto varia com o material, sendo maior para o material 1200 M e menor para o DC 04, contudo para todos os materiais verifica-se que para o ângulo  $-85,5^\circ$  a pressão de contacto toma valores superiores a zero ao longo do deslocamento do punção (**Figura 4.50a**). Quanto ao ângulo  $-63^\circ$  e  $-67,5^\circ$  verifica-se uma zona inicial de pressão de contacto nula, seguindo uma região de pressão de contacto superior a zero (**Figura 4.50b**). Relativamente ao ângulo  $-13,5^\circ$  observa-se um único pico de pressão de contacto (**Figura 4.50c**). Conclui-se assim que a distância de escorregamento é maior para o ângulo  $-85,5^\circ$  e menor para o ângulo  $-13,5^\circ$ .

## Análise do desgaste em ferramenta de estampagem

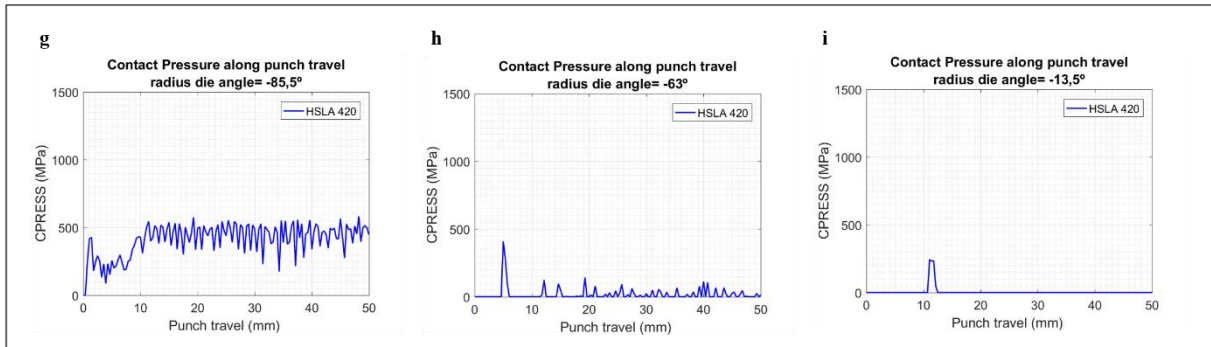
Modelo 1200 M



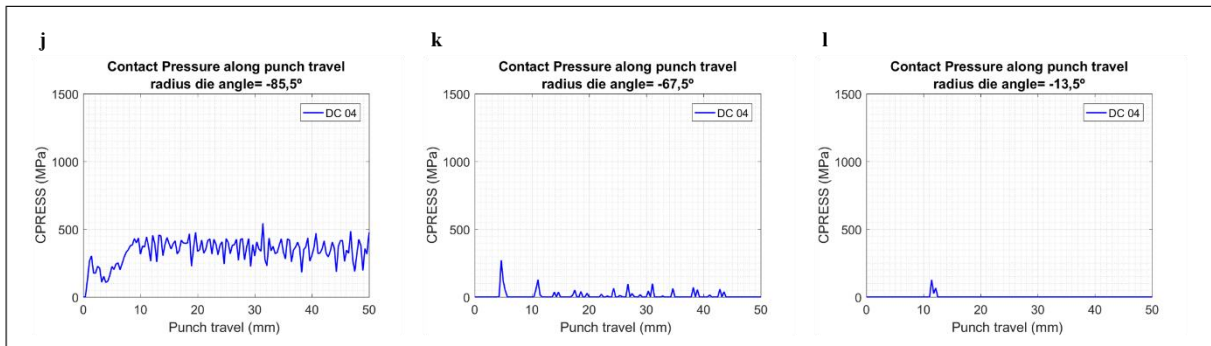
Modelo DP 600



Modelo HSLA 420



Modelo DC 04



**Figura 4.50** - Pressão de contacto ao longo do deslocamento do punção dos modelos com raio da matriz 5 mm, espessura da chapa metálica 2 mm e materiais de chapa: 1200 M, DP 600, HSLA420 e DC 04. **(a, d, g, j)** ângulo do raio da matriz -85,5°; **(b, e, h, k)** ângulo do raio da matriz -63°; **(c, f, i, l)** ângulo do raio da matriz -13,5°.

## 5 Conclusões e perspectivas de trabalho futuro

A indústria automóvel tem continuamente implementado materiais mais resistentes e estruturas mais leves com o objetivo de se adequar aos requisitos de segurança e conforto dos passageiros, às preocupações ambientais e às melhorias na eficiência do combustível.

Uma das soluções, é o uso dos aços avançados de elevada resistência (AHSS). Destes, fazem parte os aços de fase dupla (DP), aços martensíticos e aços de elevada resistência de baixo teor de liga (HSLA). Porém, devido à elevada resistência destes aços, surgem problemas ao nível das ferramentas. A utilização destes aços resulta num aumento da pressão de contacto entre a matriz e a chapa metálica, e consequentemente num aumento do desgaste, em particular ao nível do raio da matriz.

Os problemas de desgaste acarretam muitos inconvenientes tais como: aumento das interrupções e manutenção das ferramentas, bem como diminuição do tempo de vida da ferramenta, fraca qualidade na superfície e na exatidão geométrica do produto final. Sendo assim, é essencial prever o desgaste da ferramenta.

O desgaste da ferramenta depende de inúmeras variáveis, entre as quais: o material de chapa metálica e da ferramenta, os tratamentos térmicos e de superfície e o lubrificante utilizado. Fazer face às questões relacionadas com o problema de desgaste passará por encontrar a melhor relação entre as variáveis referidas anteriormente.

Os materiais de ferramenta mais utilizados são os aços de trabalho a frio e aços rápidos, dos quais se destacam o aço convencional D2, usualmente utilizado no processo de estampagem e que apresenta elevada resistência ao desgaste abrasivo e à compressão, contudo limitado na resistência à fratura. Apesar deste material ser mais utilizado na indústria de estampagem, não é o mais adequado para a conformação dos materiais AHSS, devido à baixa tenacidade e propensão para o mecanismo de falha de lascamento e fratura.

Para além dos aços convencionais, destacam-se os aços produzidos a partir da pulverotecnologia, como o aço Vanadis 4 e Vancron 40. O Vanadis 4 apresenta excelente combinação entre a resistência ao desgaste e ductilidade, sendo adequado para aplicações onde

o mecanismo de falha predominante são o desgaste adesivo e o lascamento. Relativamente ao Vancron 40, este possui excelente combinação entre resistência ao desgaste adesivo e à escoriação.

Por fim, outros aços de ferramenta que se destacam são o aço convencional Sleiþner, com boa resistência ao choque, compressão, desgaste e lascamento, reagindo bem a todos os tratamentos de superfície, e o aço Caldie, caracterizado pela excelente combinação entre a resistência à compressão, desgaste, lascamento e fratura, reagindo bem a todos os tratamentos de superfície.

Quanto aos tratamentos térmicos, o que melhor se adequa é o designado por duplex, que combina o tratamento de nitruração com o tratamento de superfície PVD.

Com o objetivo de prever o desgaste nos diferentes materiais do sistema chapa/matriz utilizados no processo de estampagem, propôs-se a análise por elementos finitos de um modelo numérico 2D simétrico que relaciona a pressão de contacto e a distância de escorregamento com o desgaste. Para automatizar o *output* dos resultados desenvolveu-se *scripts* no programa MatLab®.

Utilizando o software de modelação numérica por elementos finitos, ABAQUS™ analisou-se a influência da discretização da malha na pressão de contacto e constatou-se que a malha do modelo E0,25 apresenta melhor compromisso entre qualidade de informação e menor tempo de processamento.

Com a finalidade de prever a resposta ao desgaste do sistema matriz/chapa, a influência do raio da matriz, da espessura da chapa e dos diferentes materiais da chapa foi avaliada a distribuição da pressão de contacto ao longo do raio da matriz no processo de conformação plástica. Desta análise foram retiradas as seguintes conclusões:

- (i) com o aumento do raio da matriz, a pressão de contacto diminui;
- (ii) a pressão de contacto ao longo do raio da matriz pode ser dividida em três zonas distintas; cada zona revela diferentes características de pressão de contacto e de desgaste da ferramenta; a primeira zona localizada no início do raio da matriz, resulta da oposição da chapa metálica em escorregar ao longo do raio da matriz; a segunda zona definida por uma reta, é consequência do escorregamento tangencial relativo entre a chapa metálica e a matriz; por fim a terceira zona é compreendida do intervalo angular;
- (iii) para modelos de raio da matriz 5, 10 e 15 mm, espessura da chapa metálica 2, 4 e 6 mm e materiais de chapa metálica, 1200 M, DP 600, HSLA 420 e DC 04 a máxima pressão de contacto é observada na zona 2;
- (iv) com o aumento do raio da matriz, a zona 1 diminui ligeiramente, enquanto que a reta característica da zona 2 aumenta o declive e no caso da zona 3 esta sofre um deslocamento aproximando-se do ângulo do raio da matriz -10°;
- (v) a evolução da pressão de contacto ao longo do raio, mostrou que existem duas fases de resposta de pressão: uma fase inicial, que ocorre no início do processo de estampagem e é caracterizada por pressões de contacto severas – fase transiente – e uma segunda fase que apresenta pressões de contacto constantes – fase estacionária;
- (vi) com o aumento do raio da matriz, a zona de regime transiente aumentou e consequentemente a zona do regime estacionário diminui;
- (vii) quanto à influência da espessura da chapa - espessura da chapa metálica: 2 mm (modelo t2), 4 mm (modelo t4) e 6 mm (modelo t6) - conclui-se que com o aumento desta variável, verificaram-se maiores pressões de contacto; analisando a pressão de contacto ao longo do raio da matriz verificou-se que a zona 1 e 2 não sofreram alterações significativas enquanto que o intervalo angular da zona 3 aumentou;

- contrariamente ao verificado na influência do raio da matriz, a zona 3 não sofre qualquer deslocamento;
- (viii) em relação às fases de resposta de pressão de contacto, não há diferenças entre os modelos de diferente espessura, contudo o regime transiente é menor que o regime estacionário;
  - (ix) analisando os diferentes materiais, o aço martensítico 1200 M é mais o resistente, em contrapartida apresenta maior pressão de contacto, o que leva a um maior desgaste; por outro lado, o aço macio DC 04 é o menos resistente, comparativamente com todos os outros, contudo constata-se menores pressões de contacto e consequentemente menor desgaste;
  - (x) a distância de escorregamento está relacionado com o contacto entre a chapa metálica e a matriz ao longo do tempo; foi verificado que a distância de escorregamento é maior para os pontos do raio da matriz que se encontrem mais tempo em contacto com a chapa metálica;
  - (xi) conclui-se que a distância de escorregamento é maior no início do raio da matriz, uma vez que está associada a pressões de contacto para todos os deslocamentos de punção; a menor distância de escorregamento é verificada no final do raio da matriz, com exceção dos modelos  $R_{matriz} = 10$  mm (modelo CR10) e  $R_{matriz} = 15$  (modelo CR15), que se localiza entre  $-80^\circ$  e  $-60^\circ$ ;
  - (xii) relativamente aos modelos do raio da matriz, à medida que o raio da matriz aumenta, a distância de escorregamento aumenta;
  - (xiii) à medida que a espessura da chapa aumenta, a distância de escorregamento diminui; alterando os materiais, não se verifica qualquer alteração significativa na distância de escorregamento;
  - (xiv) apesar da pressão de contacto no início do raio da matriz não ser a maior, a distância de escorregamento é maior, constatando-se uma taxa de desgaste maior no início do raio da matriz;

Como trabalhos futuros, seriam de considerar a realização de trabalhos experimentais com o objetivo de validar os resultados numéricos obtidos. Nestes ensaios seria oportuno realizar o ensaio pino-disco e obtenção da curva de Stribeck, que relaciona o desgaste em função do coeficiente de atrito, lubrificante, estado da superfície e rugosidade, material de ferramenta e material de chapa. Seria ainda de considerar a determinação da taxa de desgaste para as variáveis estudadas.

Por último, este estudo deverá ser aplicado num caso de uma ferramenta industrial, como aplicação prática dos estudos realizados e como complemento e validação dos resultados apresentados.





## 6 Referências

- Aços, Ramada. 2017a. "<http://www.ramada.pt/pt/>." accessed 03-2017.
- Bresciani Filho, Ettore. 1997. *Conformação plástica dos metais*.
- Cora, Ömer Necati, and Muammer Koç. 2009. "Experimental investigations on wear resistance characteristics of alternative die materials for stamping of advanced high-strength steels (AHSS)." *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 49 (12–13):897-905.
- Duarte, José Ferreira, Augusto Barata da Rocha, and Abel Dias dos Santos. 2003. *Corte em ferramenta*. Edited by INEGI. Leça do Balio.
- Flegel, Henrich A. 2001. "The challenge of car manufacturing in the 21st century." International Conference "New developments in forging technology", Fellbach, Germany.
- Gåård, Anders. 2008. "Wear mechanisms in sheet metal forming: Effects of tool microstructure, adhesion and temperature." Karlstad University.
- Geiger, M. 2002. "Manufacturing science—Driving force for innovation." *Advanced Technology of Plasticity* 1:17-30.
- Hilditch, TB, T de Souza, and PD Hodgson. 2015. "Properties and automotive applications of advanced high-strength steels (AHSS)." *Welding and Joining of Advanced High Strength Steels (AHSS)*. Amsterdam: Elsevier:9-28.
- Kalpakjian, Serope, and Steven R. Schmid. 2013. *Manufacturing Engineering & Technology*: Pearson Education.
- Kuziak, R, R Kawalla, and S Waengler. 2008. "Advanced high strength steels for automotive industry." *Archives of civil and mechanical engineering* 8 (2):103-117.
- Malheiro, Luís Norberto Teixeira, and Abel Dias dos Santos. 2013. "Formabilidade de Componentes da Indústria Automóvel em Chapa Metálica." TecnoMetal.
- Martins, Paulo, and J Rodrigues. 2005. "Tecnologia Mecânica: Tecnologia da Deformação Plástica." *Volumes I e II, Escolar Editora*.

- Matlock, David K, John G Speer, Emmanuel De Moor, and Paul J Gibbs. 2012. "Recent developments in advanced high strength sheet steels for automotive applications: an overview." *Jestech* 15 (1):1-12.
- Mattox, Donald M. 2010. *Handbook of physical vapor deposition (PVD) processing*: William Andrew.
- Pereira, Michael P., Matthias Weiss, Bernard F. Rolfe, and Tim B. Hilditch. 2013. "The effect of the die radius profile accuracy on wear in sheet metal stamping." *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 66:44-53.
- Pereira, Michael P., Wenyi Yan, and Bernard F. Rolfe. 2008. "Contact pressure evolution and its relation to wear in sheet metal forming." *Wear* 265 (11–12):1687-1699.
- Pereira, Michael P., Wenyi Yan, and Bernard F. Rolfe. 2010. "Sliding distance, contact pressure and wear in sheet metal stamping." *Wear* 268 (11–12):1275-1284.
- Ramada, Aços. 2017b. Ficha Técnica-Aços. edited by Aços Ramada.
- Rousseau, A. F., J. G. Partridge, E. L. H. Mayes, J. T. Toton, M. Kracica, D. G. McCulloch, and E. D. Doyle. 2015. "Microstructural and tribological characterisation of a nitriding/TiAlN PVD coating duplex treatment applied to M2 High Speed Steel tools." *Surface and Coatings Technology* 272:403-408.
- Sandberg, O, PÅ Bustad, B Carlsson, M Fällström, and T Johansson. 2004. "Characterisation of tool wear in stamping of EHS and UHS steel sheets." Proc. International Conference on Recent Advances in Manufacture & Use of Tools & Dies and Stamping of Steel Sheets, Olofström, Sweden.
- Santos, Abel Dias dos, J Ferreira Duarte, and AB Rocha. 2005. "Tecnologia da embutidura." *Colecção Tecnologia Mecânica Volume 3, INEGI*.
- Soares, Joaquim Pinto. 2009a. *Aços para ferramentas: características, tratamentos, aplicações*. Edited by Publindustria. 5ª edição ed. Porto.
- Soares, Joaquim Pinto. 2009b. *Aços: características, tratamentos* Edited by Ed. do Autor. 6 ed. S.I. .
- SSAB. 2017. "<https://www.ssab.com/products/brands/docol>." accessed 03-2017.
- Stuart Keeler, Sc.D. Mechanical Metallurgy, M.Sc. Welding Engineering Menachem Kimchi, and Managing Director Peter J. Mooney, 3S-Superior Stamping Solutions, LLC. 2017. *Advanced High-Strength Steels Application Guidelines Version 6.0*. Edited by WorldAutoSteel.
- Tisza, Miklós. 2013. "Material developments in sheet metal forming." *Production Processes and Systems* Vol. 6.
- Tisza, Miklós. 2014. "Advanced materials in sheet metal forming." Key Engineering Materials.
- Uddeholm. 2013. Tooling Solutions for Advanced High Strength Steels. edited by Uddeholm AB.
- Uddeholm. 2016a. Sverker 21. edited by Uddeholm AB.
- Uddeholm. 2016b. Vanadis 4 Extra SuperClean. edited by Uddeholm AB.
- Uddeholm. 2016c. Vancron 40 SuperClean. edited by Uddeholm AB.
- Uddeholm. 2016d. Sleipner. edited by Uddeholm AB.
- Uddeholm. 2016e. Caldie. edited by Uddeholm AB.

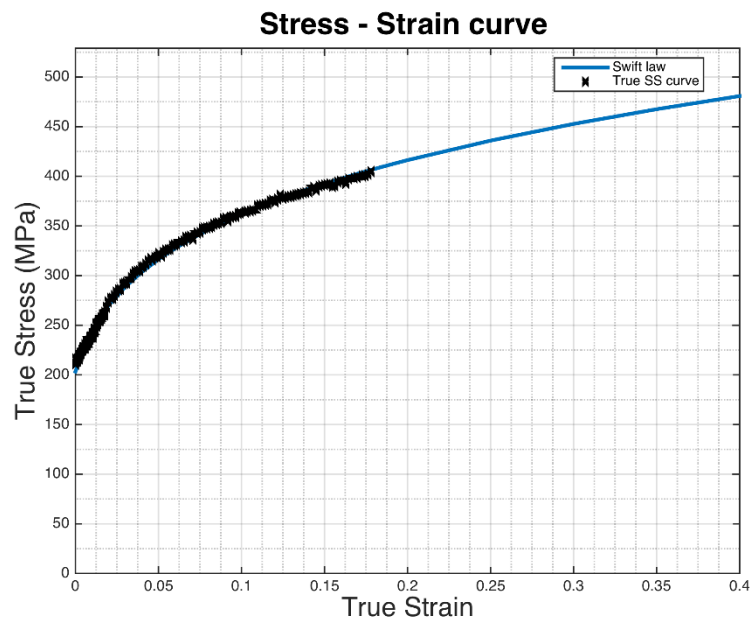
- Uddeholm. 2016f. Cold Work Tooling. edited by Uddeholm AB.
- Wagener, Hans-Wilfried. 1997. "New developments in sheet metal forming: sheet materials, tools and machinery." *Journal of materials processing technology* 72 (3):342-357.
- Wang, X. Z., and S. H. Masood. 2011. "Investigation of die radius arc profile on wear behaviour in sheet metal processing of advanced high strength steels." *Materials & Design* 32 (3):1118-1128.



# **ANEXOS**



## ANEXO A: Valores da equação de Swift DC 04



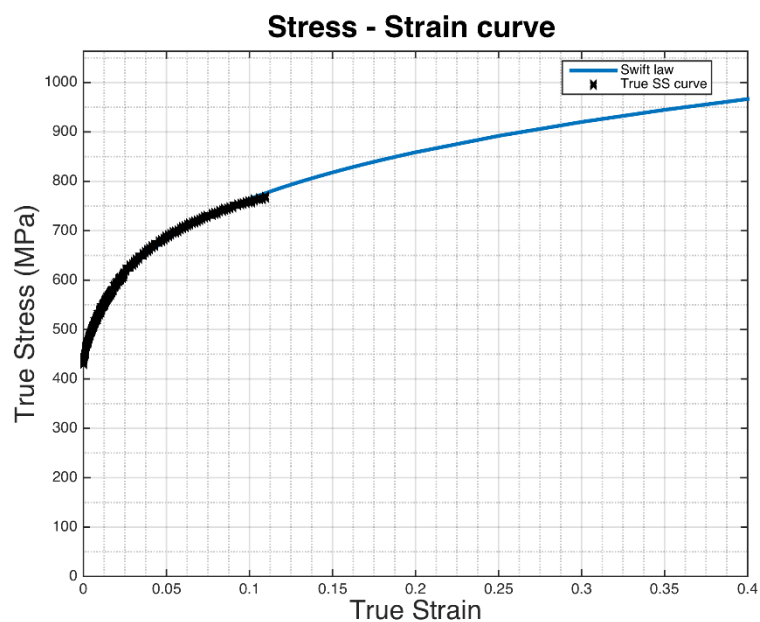
**Tabela A1** – Tensão real vs extensão plástica real do DC 04.

Tensão real (MPa)	Extensão plástica real
203.3	0
244.8	0.01
270.0	0.02
288.6	0.03
303.6	0.04
316.4	0.05
327.4	0.06
337.2	0.07
346.1	0.08
354.2	0.09
361.7	0.1
416.3	0.2
452.8	0.3
480.8	0.4
503.9	0.5
523.6	0.6
540.9	0.7
556.4	0.8
570.4	0.9
583.3	1





## ANEXO B: Valores da equação de Swift DP 600

**Tabela A2** – Tensão real vs extensão plástica real do DP 600.

<b>Tensão real (MPa)</b>	<b>Extensão plástica real</b>
432.6	0
539.5	0.01
592.7	0.02
629.6	0.03
658.4	0.04
682.2	0.05
702.6	0.06
720.5	0.07
736.5	0.08
751.0	0.09
764.3	0.1
858.8	0.2
920.2	0.3
966.6	0.4
1004.3	0.5
1036.2	0.6
1064.0	0.7
1088.8	0.8
1111.1	0.9
1131.4	1



## ANEXO C: Valores da equação de Swift 1200 M

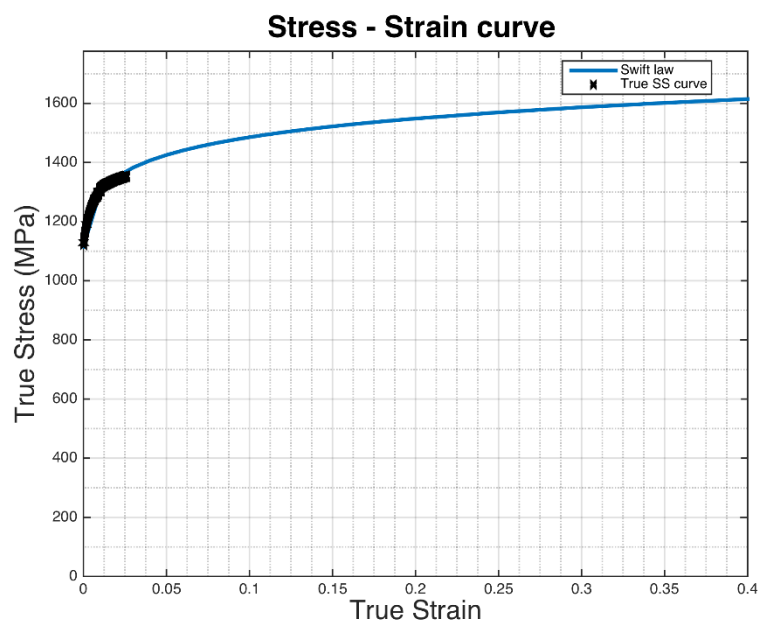


Tabela A3 – Tensão real vs extensão plástica real do 1200 M.

Tensão real (MPa)	Extensão plástica real
1115.0	0
1298.5	0.01
1350.6	0.02
1382.9	0.03
1406.5	0.04
1425.2	0.05
1440.8	0.06
1454.1	0.07
1465.7	0.08
1476.0	0.09
1485.4	0.1
1548.4	0.2
1586.7	0.3
1614.4	0.4
1636.2	0.5
1654.3	0.6
1669.7	0.7
1683.2	0.8
1695.2	0.9
1706.0	1



## ANEXO D: Valores da equação de Voce HSLA 420

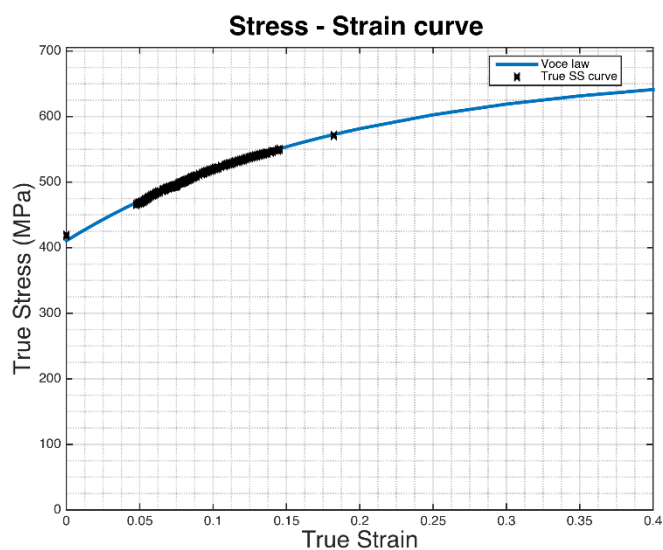


Tabela A4 – Tensão real vs extensão plástica real do HSLA 420.

Tensão real (MPa)	Extensão plástica real
410.7	0
424.2	0.01
436.9	0.02
449.0	0.03
460.5	0.04
471.4	0.05
481.8	0.06
491.6	0.07
500.9	0.08
509.7	0.09
518.1	0.1
581.5	0.2
619.0	0.3
641.2	0.4
654.3	0.5
662.0	0.6
666.6	0.7
669.3	0.8
670.9	0.9
671.8	1



# ANEXO E: Variável Pressão de Contacto e Distância de Escorregamento - Abaqus

É possível obter a variável de pressão de contacto e distância de escorregamento através executando o seguinte comando:

Module Step > Output > Field Output Request > Edit > Output Variables > Contact > CSTRESS e FSLIP.

## CSTRESS

Pressão de contacto (CPRESS) e tensão de corte frictional (CSHEAR).

.fil:não                    .odb Field: sim                    .odb History: não

## FSLIP

Distância do escorregamento nos nós durante o contacto (FSLIPEQ). Esta variável permanece contante quando os nós não se encontram em contacto.

.fil:não                    .odb Field: sim                    .odb History: não

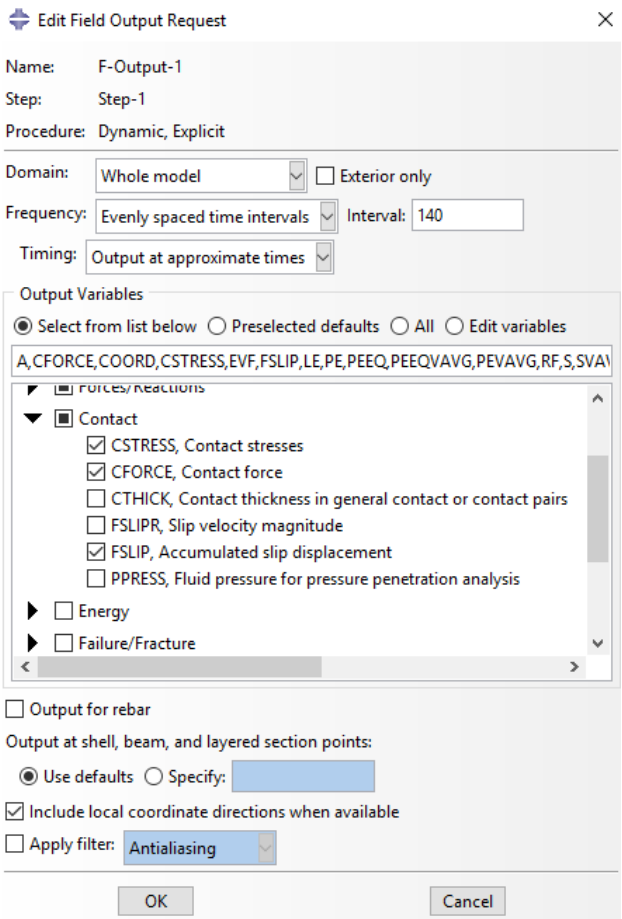
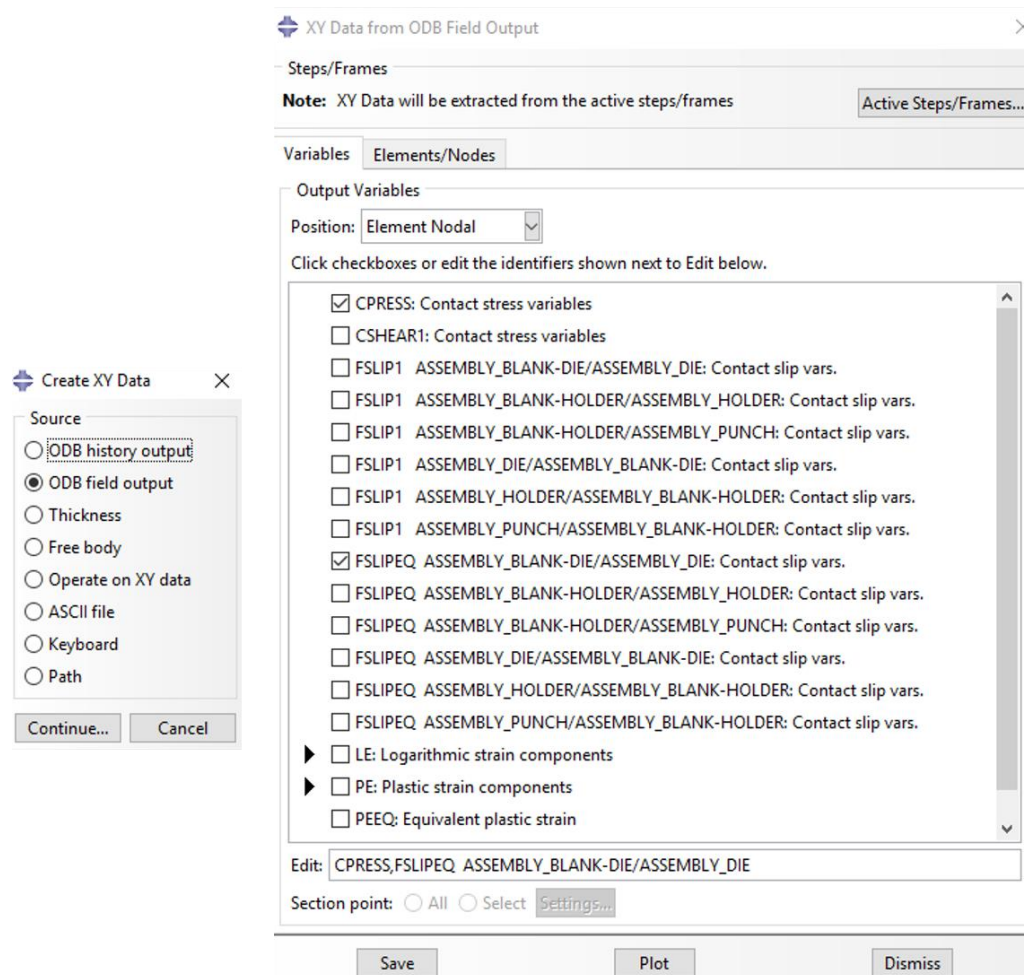


Figura A1 – Comando executado no model step ABAQUS™.

Para guardar as variáveis de pressão de contacto e distância de escorregamento efetua-se o seguinte comando:

Module Visualization > Tools > XY Data > Create > ODB field output > Output Variables > Element Nodal > CPRESS e FSLIPEQ ASSEMBLY\_BLANK-DIE/ASSEMBLY\_DIE



**Figura A2** – Comando executado no *model visualization* ABAQUS™.



## ANEXO F: Estimativa do desgaste

Uma vez que as condições de pressão de contacto e de distância de escorregamento foram determinadas quantitativamente, é possível obter o comportamento do desgaste ao longo do raio da matriz.

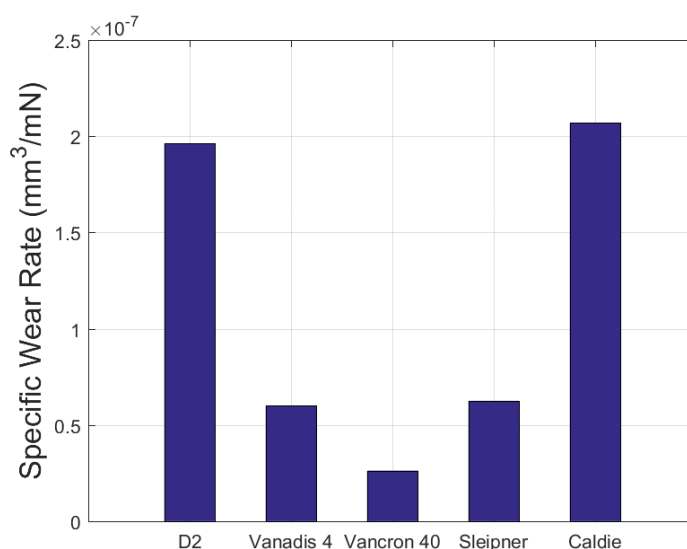
Vários parâmetros foram desenvolvidos para quantificar o desempenho do desgaste da ferramenta. Os parâmetros mais utilizados para comparar o desempenho do desgaste dos materiais são o coeficiente de desgaste e a taxa específica de desgaste.

O coeficiente de desgaste é irrelevante para estudar o desgaste da ferramenta, uma vez que inclui o variável da dureza do material da chapa metálica. Assim, é preferível utilizar a taxa específica de desgaste (Cora *et al.* 2009).

Na **Tabela A5** e na **Figura A3** estão patentes as taxas específicas de desgaste dos materiais de ferramenta, retiradas da literatura (Cora *et al.* 2009). É necessário mencionar que estes dados foram determinados através de um ensaio específico em a máxima tensão de contacto aplicado foi de 2 GPa.

**Tabela A5** - Taxas Específicas de desgaste dos materiais de ferramenta (Cora *et al.* 2009).

Material de ferramenta	Taxa Específica de Desgaste (mm <sup>3</sup> /mN)
<b>D2</b>	19,62 x 10 <sup>-8</sup>
<b>Vanadis 4</b>	5,993 x 10 <sup>-8</sup>
<b>Vancron 40</b>	2,625 x 10 <sup>-8</sup>
<b>Sleipner</b>	6,254 x 10 <sup>-8</sup>
<b>Caldie</b>	20,705 x 10 <sup>-8</sup>



**Figura A3** – Taxa Específica de Desgaste para os aços de ferramenta (Cora *et al.* 2009).